

**DER EINFLUSS DES GEOLOGISCHEN GEFÜGES
AUF DIE SPRENGBARKEIT DES GEBIRGES**

VON
REINHARD G. KULOZIK
KÖLN, ~~1914~~

Diss. Bochum
1903

DER EINFLUSS DES GEOLOGISCHEN GEFÜGES AUF

DIE SPRENGBARKEIT DES GEBIRGES

VON
REINHARD G. KULOZIK

KÖLN, 1984

Die vorliegende Arbeit wurde von der
Fakultät der Abteilung für Geowissen-
schaften der Ruhr-Universität Bochum
als Dissertation im Fach Geologie
zur Erlangung des Grades eines
Doktors der Naturwissenschaften
anerkannt.

1. Gutachter: Prof.H.K.Kutter, Ph.D.
2. Gutachter: Prof.Dr.K.W.John
Fachfremder Gutachter: Prof.Dr.Dr.K.H.Hottes

Tag der Disputation 19.Dezember 1983

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wird der Einfluß des geologischen Gefüges sowie der Einfluß von einigen Gesteinseigenschaften auf die Sprengbarkeit des Gebirges untersucht.

Ausgangspunkt sind theoretische Untersuchungen zur Abschätzung möglicher Rißlängen und bevorzugter Rißwachstumsrichtungen im klüftigen Gebirge infolge der bei der Detonation entstehenden Druckwelle und der anschließend frei werdenden Gase. Es ergeben sich durch die Wellenwirkung Rißlängen bis zu 4 m mit bevorzugten Wachstumsrichtungen senkrecht zu den vorhandenen Trennflächen. Diese vorhandenen Risse können durch die Wirkung des Gases noch deutlich verlängert werden. Neben der Rißverlängerung wird auch die Möglichkeit der Rißneubildung (Zerkleinerung) infolge der Gaswirkung nachgewiesen.

Durch Modellsprengungen werden die Berechnungsergebnisse überprüft und im Ganzen auch bestätigt. Die Modellsprengungen dienen ferner zur Untersuchung der Auswirkung von Klüften auf die Sprengkraterbildung. Es zeigt sich, daß Kraterform und -größe stark von Kluftabstand und -orientierung abhängen. Als günstige Fälle erweisen sich weitständige Kluftscharen, die normal oder parallel zur freien Oberfläche verlaufen. Ferner kann gezeigt werden, wie stark eine Rißbildung von Bohrloch zu Bohrloch durch querverlaufende Klüfte gestört wird.

In speziellen Modellversuchen wird der Bruchvorgang im Gebirge unter der Einwirkung des Gases bei verschiedenen Kluftkörpergeometrien, Kluftanstellwinkeln und -verzahnungen untersucht. Dabei können je nach Kluftorientierung und Durchtrennungsgrad der Klüfte verschiedene Bruchmechanismen beobachtet werden. Am günstigsten sind wieder die Fälle, in denen Trennflächenscharen parallel bzw. senkrecht zur freien Oberfläche stehen.

In Beobachtungen und Auswertung von ca. 70 Produktionssprengungen in Steinbrüchen im Rheinischen Schiefergebirge wird der Einfluß vornehmlich der Trennflächenorientierung auf die Auflockerung des Gebirges beim Sprengen und der Einfluß der Trennflächen-

orientierung und der Gesteinsfestigkeit auf die Zerkleinerung der im Gebirge vorhandenen Kluftkörper durch das Sprengen nachgewiesen.

Aus den gewonnenen Erkenntnissen und Daten wird eine Klassifikation des Gebirges hinsichtlich seiner Sprengbarkeit erstellt. Diese Klassifikation beruht auf der Berechnung eines theoretischen Sprengstoffverbrauchs zur Erreichung einer vorgegebenen (durchschnittlichen) Zerkleinerung der vorhandenen Kluftkörper bei unterschiedlichen geologischen Bedingungen und Bohrmustern. Eingangsgrößen sind die räumliche Lage der Haupttrennflächen bezüglich der durch die Sprengung zu schaffenden Böschungsfläche, die Gesteins (-zug) festigkeit in Form des Punktlastindex und der spezifische Bohrmeteraufwand.

Ferner werden Ratschläge zur Berücksichtigung der geologischen Bedingungen bei der Planung der Sprengung hinsichtlich Bohrmuster und Bohrrichtungen der Sprenglöcher gegeben.

Danksagung

Mein Dank gilt Prof. H.K. Kutter, Ph.D., der die Arbeit in guten wie in schlechten Zeiten betreut und vorangetrieben hat. Herrn Prof. K.W. John danke ich für seine wertvollen Ratschläge.

Meinen Arbeitskollegen in der Arbeitsgruppe Felsmechanik an der Ruhr-Universität- besonders Herrn W. Rahn, Herrn P. Sanio und Herrn K. Höwing- danke ich für die stete Gesprächsbereitschaft und den regen Gedankenaustausch.

Den studentischen Hilfskräften, die für mich tätig waren, und den Mitarbeitern des Instituts für Geologie in Werkstatt und Fotolabor danke ich für ihre sorgfältig durchgeführten Arbeiten. Mein Dank gilt der Dynamit Nobel AG, die mir die Durchführung der Modellsprengungen ermöglichte, der Deutschen Forschungsgemeinschaft, die die Arbeit finanziell unterstützt hat, und den Steinbruchbetrieben, in denen ich meine Geländedaten sammeln konnte.

Nicht vergessen möchte ich Herrn R.G. Ferber, Herrn A.G. Kreidt, Herrn H.J. Linnhoff, Herrn A. Piechocki und Herrn R.B. Winter, die mich nach Kräften unterstützt haben.

Meinen Arbeitskollegen bei der Steinbruchs-Berufsgenossenschaft danke ich für die Rücksichtnahme im Endstadium dieser Arbeit. Meiner Frau Dagmar danke ich für die Rückenstärkungen und die Erstellung des Manuskripts in Tag- und Nachtschichten.

Lebenslauf des Verfassers

Name: Kulozik
 Vorname: Reinhard Georg
 geboren am: 23. August 1952 in Gevelsberg/Westfalen
 Einschulung: Ostern 1959
 in die Volksschule in Gevelsberg
 weitere Schulen: Ostern 1963 bis Oktober 1964
 Knaben-Gymnasium in Hagen-Haspe
 Oktober 1964 bis Mai 1971
 Carl-Duisberg-Gymnasium in Wuppertal
 Abschluß: Allgemeine Hochschulreife
 Studienbeginn: WS 1971/72 an der Ruhr-Universität
 Fach: Maschinenbau
 Fachwechsel: SS 1973
 Fach: Geologie
 Abschluß: Mai 1977 Diplom-Geologe
 an der Ruhr-Universität Bochum
 Berufliche Tätigkeiten: Juli 1977 bis September 1978
 als wissenschaftliche Hilfskraft
 im Institut für Geologie, Arbeitsgruppe
 Felsmechanik an der Ruhr-Universität
 Oktober 1978 bis September 1981
 als wissenschaftlicher Angestellter
 im Institut für Geologie, Arbeitsgruppe
 Felsmechanik an der Ruhr-Universität
 seit Januar 1982
 als Technischer Aufsichtsbeamter a.Pr.
 bei der Steinbruchs-Berufsgenossenschaft
 in Hannover
 Adresse: St.-Anno-Str. 10
 5000 Köln 90

<u>Inhaltsverzeichnis</u>	Seite
1. Einleitung	1
2. Zielsetzung und Aufbau der Arbeit	2
3. Grundlagen, bisheriger Kenntnisstand, eigene Ansätze	3
3.1. Vorgänge bei einer Sprengung	3
3.2. Vorhandene Sprengformeln	4
3.3. Berücksichtigung der geologischen Verhältnisse beim Sprengen	6
3.4. Klassifikation der Gesteine hinsichtlich ihrer Sprengbarkeit	7
3.5. Eigene Ansatzpunkte	8
4. Ansätze zur Abschätzung der Wirkung der Welle und des Gases im klüftigen Gebirge	10
4.1. Berechnungen, Labor- und Geländeversuche. Wirkung der Welle im klüftigen Gebirge	10
4.1.1. Berechnung möglicher Reißlängen und -richtungen	10
4.1.2. Zusätzliche Dämpfung der Welle	13
4.1.3. Geländemessung zum Dämpfungsverhalten von Klüften im Bezug auf Wellen	16
4.1.3.1. Ziel der Untersuchung	16
4.1.3.2. Vorgehen	17
4.1.3.3. Ergebnisse	18
4.1.4. Folgerungen und verbesserte Berechnung	22
4.2. Ansätze und Abschätzungen zur Wirkung des Gases im klüftigen Gebirge	24
4.2.1. Vorbemerkung	24
4.2.2. Möglicher Massenverlust des Gases beim Ausströmen aus dem Bohrloch	24
4.2.3. Berechnung möglicher Reißlängen infolge Gasdrucks	27
4.2.4. Mögliche Neubrüche infolge der Gaswirkung	30

	Seite
5. Modellversuche	35
5.1. Vorbemerkungen zu den Modellversuchen	35
5.2. Sprengversuche an ebenen geklüfteten Plexiglas- und Gesteinsmodellen	35
5.2.1.1. Ziel der Modellversuche	35
5.2.1.2. Vorgehen	36
5.2.1.3. Einschränkungen der Übertragbarkeit Modell/Natur	37
5.2.2. Ergebnisse und ihre Deutung	39
5.2.2.1. Rißbildung und Rißwachstum	39
5.2.2.2. Risse in der Vorgabe und Werfen der Vorgabe	44
5.2.3. Zusammenfassung, praktische Konsequenzen	47
5.2.3.1. Rißbildung, Rißlängen, Zerkleinerung	47
5.2.3.2. Ausbruchskrater	49
5.3. Versuche an ebenen Modellen zur Wirkung der bei einer Sprengung entstehenden Gase im klüftigen Gebirge	50
5.3.1.1. Ziel und Vorgehen	50
5.3.1.2. Versuchsdurchführung und -aufzeichnung	52
5.3.1.3. Zur Übertragbarkeit Modell/Natur	52
5.3.2. Ergebnisse und ihre Deutung	54
5.3.2.1. Typische Bruchmechanismen bei gegebenem Gefüge	54
5.3.2.2. Zusammenfassung, praktische Konsequenzen	56
6. Geländestudien	60
6.1. Ziel und Vorgehen	60
6.1.1. Auswahl der Steinbrüche	60
6.1.2. Auswahl und Ermittlung spezieller Kenndaten	62
6.2. Beobachtungen und Ergebnisse	64
6.2.1. Allgemeine Beobachtungen	64
6.2.2. Abschätzung des Einflusses der verschiedenen Kenngrößen auf die Auflockerung D	68
6.2.3. Abschätzung des Einflusses verschiedener Kennwerte auf die Längenabnahme L	71
6.3. Deutung der Ergebnisse	73
6.3.1. Auflockerung D	73
6.3.2. Längenabnahme L_z	73

	Seite
7.	Allgemeine Schlußfolgerungen und Klassifikation 77
7.1.	Allgemeine Schlußfolgerungen 77
7.1.1.	Wirkung der Welle im klüftigen Gebirge 77
7.1.2.	Wirkung des Gases im klüftigen Gebirge 79
7.2.	Klassifikation 81
7.3.	Mögliche praktische Anwendungen 83
7.3.1.	Übertage- Sprengungen 83
7.3.2.	Untertage- Sprengungen 86
8.	Literaturverzeichnis 87
9.	Anhang 90
9.1.	Ableitung der Berechnung möglicher Rißlängen infolge der Wellenwirkung 90
9.2.	Bestimmung der Abströmmengen und des Bohrloch- innendrucks 92
9.3.	Ermittlung des Drucks im Riß und möglicher Riß- aufweitungen bzw. Rißverlängerungen infolge der Gaswirkung 97
9.4.	Kurzbeschreibung der Steinbrüche 101
9.4.1.	Steinbruch Rohdenhaus der Rheinischen Kalk- werke Wülfrath 101
9.4.2.	Steinbruch Schickenberg der Rheinisch-West- fälischen Kalkwerke in Wuppertal-Dornap 101
9.4.3.	Steinbruch Oese der Basalt AG 102
9.4.4.	Steinbruch Ambrock der Firma Köster in Hagen 102
9.4.5.	Steinbruch Steltenberg der Hohenlimburger Kalksteinwerke 103
9.4.6.	Steinbruch Talbecke der Basalt AG 103
9.4.7.	Steinbrüche im Westerwald (zumeist Basalt AG) 104
9.5.	Gang einer Auswertung mit Bestimmung der Kennwerte 104
9.5.1.	Geländeteil 104
9.5.2.	Auswertung der Messungen 105
9.5.3.	Laborversuche 107
9.6.	Daten der am häufigsten vorkommenden Sprengstoffe 109
9.7.	Zeitlicher Ablauf der Versuche zur Wirkung der Sprenggase in klüftigen Gebirgen 11

1. Einleitung

Schon seit dem 13. Jahrhundert ist das sog. Schwarzpulver als militärisches Zünd- und Sprengmittel in Europa bekannt. Aber erst im 17. Jahrhundert wird von Einsätzen des Schwarzpulvers im Bergbau berichtet.

Mit VAUBAN (um 1686) begannen die Bemühungen, über rechnerische Ansätze die optimalen Ladungsmengen zuerst für militärische, später auch für zivile Einsätze von Sprengstoffen zu bestimmen. Da die berechneten Ladungsmengen besonders für bergmännische Einsätze häufig zu Überladungen führten, gab es schon bald Versuche, die möglichen Einflußfaktoren auf die bergmännischen Sprengungen durch geschätzte Abminderungsfaktoren in die Sprengformel einzubeziehen und so die Ladungsmengen genauer zu berechnen.

Aber erst seit LARES (1933), BENDEL (1948) und WILD (1976) wird versucht, auch speziell die geologischen Verhältnisse des zu sprengenden Bereichs in solchen Ladungsmengenberechnungen zu berücksichtigen.

Zu Beginn der zivilen Sprengtechnik zwangen das verwendete Sprengmittel und die wenig entwickelte Bohrtechnik den Sprengmeister, sich den geologischen Gegebenheiten anzupassen, in dem er z.B. vorgegebene Schwächeflächen oder auch Hohlräume ausnutzte. Die technische Vervollkommnung der Sprengstoffe und der Bohrtechnik erlaubte dem Sprengmeister bald, Sprengungen durchzuführen, die vorher undenkbar gewesen wären. Heute verfügt der Sprengmeister zwar über hochwertige Sprengstoffe und Bohreinrichtungen, dafür sieht er sich aber vermehrt dem Zwang ausgesetzt, kostengünstige und erschütterungsarme Sprengungen durchzuführen. Damit wird es für den Sprengmeister wieder vermehrt nötig, die geologischen Gegebenheiten des zu sprengenden Bereichs zu berücksichtigen.

Vorliegende Arbeit soll helfen, den Einfluß der Geologie auf die Sprengbarkeit der Gesteine weiter aufzudecken und rechnerisch faßbar zu machen.



2. Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

In dieser Arbeit werden die Zusammenhänge zwischen kleintektonischem Trennflächengefüge, der Gesteinsfestigkeit und der Sprengbarkeit des Gebirges näher untersucht.

Dazu wurden fußend auf vorhandenen und modifizierten theoretischen Überlegungen Berechnungen angestellt, Modellversuche durchgeführt und Übertage-Sprengungen ausgewertet. Die Ergebnisse schlagen sich in Vorschlägen für praktische Maßnahmen zur Berücksichtigung der geologischen Gegebenheiten hauptsächlich bei Übertage-Sprengungen nieder. Hauptziel der Arbeit war die Erstellung einer praktikablen Klassifikation des Gebirges hinsichtlich seiner Sprengbarkeit, die als

- Planungshilfe bei Neuaufschlüssen von Steinbrüchen,
- Ausschreibungshilfe bei Bauvorhaben und
- Hilfsmittel zur besseren Ausnutzung vorhandener Aufschlüsse dienen kann.

Die Arbeit gliedert sich in die Hauptteile

- derzeitiger Kenntnisstand anhand der Literatur,
- theoretische Überlegungen mit vereinfachenden Berechnungen,
- Modellversuche,
- Auswertung von Produktionssprengungen in Steinbrüchen,
- Ergebnisse.

In den Hauptteilen der Arbeit befinden sich aus Gründen der Übersichtlichkeit häufig nur die unbedingt notwendigen Erklärungen zu Kennwerten, Formeln, Vorgängen und Auswerteverfahren. Nähere Einzelheiten finden sich dazu stets im Anhang.

3. Grundlagen, bisheriger Kenntnisstand, eigene Ansätze

Nach DIN 20163 ist

"Sprengen das gewaltsame, plötzliche Aufreißen sowie Zerteilen von Sprengobjekten durch das Arbeitsvermögen einer Sprengstoff-Umsetzung, meist einer Detonation".

3.1.Vorgänge bei einer Sprengung

Bei der Detonation einer Ladung in einem Bohrloch kann man zwischen zwei zeitlich aufeinanderfolgenden Vorgängen unterscheiden:

- a) die Bildung einer Druckwelle und ihre Wirkung bei ihrer Ausbreitung (dynamisch)
- b) die Wirkung des zeitlich länger anhaltenden, aber auch niedrigeren Gasdrucks (quasi-statisch).

Zu a) Es bildet sich kurzzeitig (≤ 1 ms) ein hoher Druckstoß. Die gemessenen Druckspitzen liegen je nach verwendetem Sprengstoff und Ladungsdichte zwischen 7 GPa bei ANC-Sprengstoffen (VAN DOLAH, R.W., et al., 1966) und über 30 GPa bei PETN (HORNIG, H.C., et al., 1970).

Da diese hohen Drücke bei weitem die statischen und dynamischen Festigkeiten des Gebirges überschreiten, bildet sich im Fall einer vollständig mit Sprengstoff gefüllten Bohrung rund um die Ladung ein Ring aus völlig zerstörtem, pulverisiertem Gestein, dessen Bildung einen großen Teil der Energie der Welle aufzehrt. Zur Reduzierung dieses unerwünschten Effekts werden heute meist entweder Sprengstoffe mit niedrigen Spitzendrücken (z.B. ANC-Sprengstoffe, siehe Anhang 9.6.) oder aber Sprengstoffe in Patronen mit einem kleineren Durchmesser als dem der Bohrung (Entkopplung) verwendet. Durch die Entkopplung wird ein Abbau der Druckspitze erreicht (ATCHISON und DUVALL, 1962).

An diesen innersten Ring schließt sich ein mittlerer Ring an, der den Übergangsbereich zwischen der pulverisierten Zone und dem Bereich mit rein elastischen Deformationen darstellt. In ihm nehmen die Spannungen von Werten jenseits der Druckfestigkeit des Gesteins in der Nähe des innersten Rings auf Werte, die

nur noch rein elastische Deformationen im Gebirge hervorrufen, ab. Das Gebirge wird entsprechend im bohrlochnahen Teil noch stark zerstört bzw. zerkleinert, in bohrlochferneren Teilen treten fast nur noch radiale Risse auf.

Im äußeren Bereich, der durch rein elastische Deformationen gekennzeichnet ist, treten nur noch die aus der Übergangszone schon bekannten radialen Risse auf. Diese entstehen bei der Überschreitung der Zugfestigkeit des Gesteins, wobei die Zugspannungen in tangentialer Richtung von den radialen Druckspannungen induziert werden.

Obige Einteilung orientiert sich an RINEHART (1962) und KISSLINGER (1963).

Zu b) Mit der Detonation beginnend baut sich im Bohrloch ein Gasdruck auf, dessen Höhe meist mit ca. 10 - 50% des unter a) beschriebenen Spitzendrucks angenommen und auch gemessen wird (PERSON, P.-A., et al., 1971). Da der Gasdruck längere Zeit anhält, spricht man von der quasi-statischen Wirkung des Gases. Die Gase dringen in das eventuell vorhandene Kluftsystem und in das von der Welle neu gebildete Rißsystem ein, erweitern und verlängern vor allem die neugebildeten Risse, wozu noch relativ geringe Drücke infolge von Spannungskonzentrationen an den Rißspitzen ausreichen, wie KUTTER und FAIRHURST (1971) und OUCHTERLONY (1974) nachweisen.

Wenn Welle und Gas die nötige Durchtrennung auf den Abrißflächen des zu sprengenden Gebirgsausschnitts bewirkt haben, wird die Vorgabe vom verbleibenden Gasdruck "geworfen"; d.h. das sich im Verband befindliche Gebirge wird aufgelockert und zum Haufwerk umgelagert.

3.2. Vorhandene Sprengformeln

Fast alle heute bekannten Sprengformeln lassen sich aus der Sprengformel von VAUBAN (um 1686) ableiten:

$$L = c \cdot R^3$$

mit L = Masse der Ladung in kg,

R = Abstand der Ladung von der freien Oberfläche in m,

c = Proportionalitätskonstante in kg/m^3 .

Der Wert "c" wurde zumeist bei zivilen Sprengungen von späteren Autoren (z.B. DAMBRUN, 1873) in einzelne Faktoren zerlegt, da erkannt wurde, daß der Ladungsfaktor von geologischen, sprengmitteltechnischen und geometrischen Bedingungen abhängt.

Wie BENDEL (1948) zeigte, ließen sich alle ihm bekannten Sprengformeln auf eine Grundform vom Typ

$$L = W^3 \cdot a \cdot q$$

mit W = Vorgabe (Abstand Bohrloch zu freier Fläche)

a = Vorgabekorrekturfaktor

q = Gesteins- und Sprengmittelkorrekturfaktor

zurückführen.

LARES (1933) gliederte den Faktor q weiter und berücksichtigte auch numerisch die "Struktur" des zu sprengenden Bereichs mit einem Strukturfaktor S , in dem die Klüftigkeit, die Lagerung des Gesteins sowie die relative Gesteinsfestigkeit (abgeschätzt aus dem Bohrfortschritt), eingehen. Diese Einflußfaktoren begründen sich auf langjähriger Sprengerfahrung. Systematische Untersuchungen oder theoretische Analysen wurden von LARES nicht durchgeführt, was zu Schwierigkeiten bei ihrer Anwendung führen kann. Die Sprengformel von LARES wurde von WILD (1976) neu aufgegriffen. PUGLIESE (1972) stellte speziell angepaßte Sprengformeln für einzelne Steinbrüche in den USA auf, wobei die Grundformeln von ASH (1963), die die empirisch gefundenen Zusammenhänge zwischen Wandhöhe, Vorgabe, Seitenabstand, Bohrlochdurchmesser usw. aufzeigen, Anwendung fanden. Die geologischen Verhältnisse wurden zwar registriert, aber quantitativ nicht berücksichtigt. LANGEFORS und KIHLSSTRÖM (1963) geben einen erweiterten Ansatz zur Ladungsberechnung:

$$L = c_1 \cdot W^2 + c_2 \cdot W^3 + c_3 \cdot W^4$$

mit $c_2 \gg c_1 > c_3$

c_1 , c_2 und c_3 sind u.a. von den Eigenschaften des Gesteins und der Vorgabe abhängig und müssen durch Probesprengungen bestimmt werden.

Bei untertägigen Sprengungen finden infolge anderer geometrischer Bedingungen (nur eine freie Fläche, Ausbruch des Gesteins in Richtung der Bohrlöcher, z.T. geringe Vorgaben) andere Sprengformeln Anwendung, so gibt z.B. LUDWIG (1970)

$$L = c \cdot W^2$$

an.

3.3. Berücksichtigung der geologischen Verhältnisse beim Sprengen

GNIRK und PFLEIDER (1968) entwickeln Vorstellungen, wie vorhandene Trennflächen die Form und Größe eines Sprengkraters beeinflussen können. Bei geschichtetem Gestein ohne maßgebliche Klüftung wird sich ein getreppter Kraterrand bilden. Im selben Gestein aber mit engständiger Klüftung ist ein durch die Klüfte (möglicherweise rechteckiger) scharf begrenzter Krater zu erwarten. Sie weisen ferner auf die Bedeutung von den Materialeigenschaften des Gesteins auf die optimale Kratergröße hin, ohne diese Werte jedoch quantifizieren zu können.

PANCHENKO, et al. (1969) untersuchen den Einfluß des Gefüges auf die Rißgeometrie. Sie sprengten Modellböschungen von ca. 1,25 m³ Volumen, die aus 120 bis 4166 diskreten Betonblöcken aufgebaut waren. Bei großen und mittleren Kluftabständen bildeten sich zwei vom Bohrloch ausgehende Bruchzonen, die senkrecht zu den orthogonal angeordneten Kluftscharen verliefen. Bei kleinen Kluftabständen bildete sich eine räumlich eng umgrenzte Bruchzone kreisförmig um das Bohrloch.

BEYER und CORDES (1970) analysieren (neben anderem) die Blöcke, die bei Probesprengungen als Haufwerk anfielen, hinsichtlich ihrer Größenverteilung und des Ursprungs ihrer Außenflächen. In ihrer Studie zeigte sich, daß in den Fraktionen mit einer mittleren Kantenlänge größer als 100 mm über 80% aller Außenflächen geolo-

gisch gebildet bzw. vorgeprägt waren. Ca. 35% aller Bruchkörper waren nur von geologisch vorgeprägten Außenflächen (wie Klüftflächen, Schichtung usw.) begrenzt.

DOLGOV (1976) schließt aus Energiebetrachtungen und Probesprengungen, daß im klüftigen Gebirge der Zerkleinerungsgrad nicht von der Gesteinsfestigkeit, sondern hauptsächlich vom Klüftungsgrad abhängt. Der Energieverbrauch nimmt nach seinen Beobachtungen bei den Sprengungen mit steigendem Klüftungsgrad ab.

LARSON und PUGLIESE (1974) zeigen durch Modellsprengungen in natürlichen Gesteinen, daß durch die Orientierung der Richtung der zu schaffenden Böschung parallel zu einer Hauptklüftschar ein vollständigeres Werfen der Vorgabe und eine bessere Zerkleinerung erzielt werden kann.

Aus der aufgeführten Literatur, die nur eine enge gezielte Auswahl aller vorhandenen Quellen darstellt, geht eindeutig die Bedeutung der geologischen Verhältnisse für Sprengungen hervor:

- a) Der Ausbruchskrater wird vorwiegend von geologischen Trennflächen begrenzt.
- b) Die Zerkleinerung bleibt im klüftigen Gebirge auf einen engen Bereich ums Bohrloch beschränkt.
- c) Der Klüftungsgrad des Gebirges ist für die Zerkleinerung wichtiger als die Gesteinsfestigkeit.
- d) Die Blöcke im Haufwerk werden häufig von geologischen Trennflächen ganz oder teilweise begrenzt, d.h. im klüftigen Gebirge bilden sich relativ wenig Neubrüche durch das Sprengen.

3.4. Klassifikation der Gesteine hinsichtlich ihrer Sprengbarkeit

Ältere Quellen z.B. RZIHA (1889) teilen die Gesteine allgemein nach ihrer Gewinnbarkeit ein, wobei ab einer gewissen aufzuwendenden Arbeit zur Lösung des Gesteins von "Sprenggestein" gesprochen wird.

Eine häufig angewendete Einteilung der Gesteine erfolgt nach dem spezifischen Sprengstoffverbrauch. GURLT (1854) soll nach LEINS und THUM (1970) als erster eine solche Klassifikation vorgenommen haben. Andere Autoren z.B. LARES (1933) versuchen, einen über

die Bohrfestigkeit (und daraus implizit die Druckfestigkeit) des Gesteins korrigierten theoretischen Sprengstoffaufwand zu ermitteln, dessen Größe eine Einteilung in eine bestimmte Klasse ermöglicht.

Diese Autoren gehen davon aus, daß die Druckfestigkeit des Gesteins der maßgebende Faktor für die Rißbildung ist. Neuere Untersuchungen (siehe Kapitel 3.1.) zeigen jedoch eindeutig die Bedeutung der Zugfestigkeit des Gesteins für die Rißbildung und Rißausbreitung.

RSHEWSKY und NOWIK (1972) stellen eine allgemeine Klassifizierung der Gesteine nach ihrem Zerstörungswiderstand und ihrer Gewinnbarkeit auf. Ihre Einteilung beruht auf der Berechnung eines theoretischen Sprengstoffverbrauchs mit anschließender Klassenbildung. In die Berechnung gehen die Klüftigkeit, Druck-, Zug- und Scherfestigkeit sowie die Dichte des Gesteins ein.

BERGH-CHRISTENSEN und SELMER-OLSEN (1970) führen eine Sprengklassifikation für Tunnelvortriebe ein, die auf der Auswertung von über 50 Tunnelvortrieben basiert. Sie definieren einen Laborindex, in den die Anisotropie der Schallgeschwindigkeit, die Zugfestigkeit und die Dichte des Gesteins sowie die Klufthäufigkeit eingehen. Dieser Index ist eng mit einem Geländeindex verknüpft, in den die relative Sprengstoffmenge und der Bohrfortschritt eingehen. Hier ist es gelungen, eine Klassifikation zu schaffen, die es erlaubt, die zu erwartende Sprengklasse vorab im Labor zu bestimmen.

3.5. Eigene Ansatzpunkte

Ausgehend von den aus der Literatur bekannten, zumeist qualitativen Beschreibungen des Einflusses der Geologie auf die Sprengbarkeit der Gesteine wurde versucht, diese Einflüsse soweit möglich zahlenmäßig faßbar zu machen.

Mit bekannten aber modifizierten Berechnungsansätzen der Wellenmechanik und der Strömungslehre wurden Wellen- und Gaswirkung in geometrisch einfachen Grundfällen der Gefügearrangement abgeschätzt. Diese Ergebnisse wurden in getrennten Modellversuchen

für Wellen- und Gaswirkung nachvollzogen. Ein Hauptpunkt der Arbeit lag in der Erfassung des Gefügeeinflusses in Produktionssprengungen im Gelände, die auch zur Überprüfung der durch Berechnung und Modellversuche gefundenen Abhängigkeit dienten. Die Arbeit mündet in eine Klassifikation der Gebirge hinsichtlich ihrer Sprengbarkeit, wobei die Ergebnisse aus Berechnungen, Modellversuchen und Geländeauswertungen Verwendung finden.

4. Ansätze zur Abschätzung der Wirkung der Welle und des Gases im klüftigen Gebirge

4.1. Berechnungen, Labor- und Geländeversuche zur Wirkung der Welle im klüftigen Gebirge

Bei der Detonation der Ladung im Bohrloch entsteht eine Kompressionswelle (siehe auch Kapitel 3.1.), die sich radial zum Bohrloch ausbreitet. Die Welle wird wegen ihrer linienhaften Erregung längs der Ladesäule häufig als Zylinderwelle angesehen, wobei vereinfacht von einer gleichzeitigen Zündung der gesamten Ladesäule ausgegangen wird. Durch die radialen Druckspannungen, die bei der Fortpflanzung der Welle in der Wellenfront auftreten, werden dort tangential Zugspannungen induziert, die eine Rißbildung im Gestein bewirken können. Die Amplitude A der Radialspannung in einer Entfernung r von der Erregungsquelle läßt sich für Zylinderwellen näherungsweise über

$$A = A_0 / r^{0,5}$$

mit A_0 = Ausgangsamplitude bei $r = 1$

bestimmen. Neben dieser rein geometrisch bedingten Abnahme der Amplitude wird die Welle durch im Gebirge vorhandene Unstetigkeitsflächen teilweise reflektiert und refraktiert und so weiter geschwächt. In den Berechnungen und Versuchen wird eine Abschätzung der möglichen Abnahme der radialen Spannungen im Gebirge in Abhängigkeit von der geometrischen Kluftanordnung und Kluft häufigkeit durchgeführt.

4.1.1. Berechnung möglicher Rißlängen und -richtungen

Trifft eine Longitudinalwelle auf eine Trennfläche, so wird sie nach dem Brechungsgesetz in reflektierte und refraktierte Teile zerlegt. Eine einfallende p-Welle EP teilt sich in eine reflektierte p-Welle RP, eine reflektierte s-Welle RS, eine refraktierte p-Welle TP und eine refraktierte s-Welle TS auf (siehe Abb. 1). Unter der Annahme einer kohäsionslosen und reibungsfreien Trennfläche im sonst homogenen und isotropen Material berechnete RINEHART (1964) die relativen Spannungen in den

vier sich an der Trennfläche bildenden Wellen und zwar bezogen auf die Spannung in der Welle EP.

In die Berechnung geht maßgeblich der Einfallswinkel α der Welle EP und die Querdehnung ν des Materials ein.

Stellt man sich das Gebirge von parallelen Trennflächenscharen durchsetzt vor, lassen sich mit obigen Annahmen im klüftigen Gebirge die von einer sich fortpflanzenden Wellenfront erzeugten Spannungen berechnen. Der Rechengang sowie weitere Erläuterungen finden sich im Anhang 9.1..

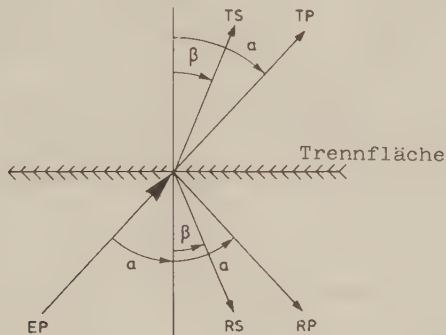


Abb. 1 : Aufteilung einer p-Welle beim Auftreffen auf eine Kluft

Abb. 2 zeigt eine auf diese Art berechnete Spannungsverteilung in einem isotropen, einscharig geklüfteten Gebirge in Isobarendarstellung für die Welle TP.

Zum Vergleich wird das Berechnungsergebnis für ein zweischarig geklüftetes Medium in Abb. 3 dargestellt.

Bei Betrachtung der Spannungsverteilungen in Abb. 2 und 3 sieht man deutlich, wie stark die Welle beim Übergang über Klüfte geschwächt und die zylindrische Symmetrie gestört wird.

Gibt man sich Grenzspannungen für die mögliche Bildung von Rissen im Gestein vor (z.B. in % der Ausgangsspannung im Bohrloch, wie in den beiden Abb.), lassen sich mögliche Rißlängen im Gestein

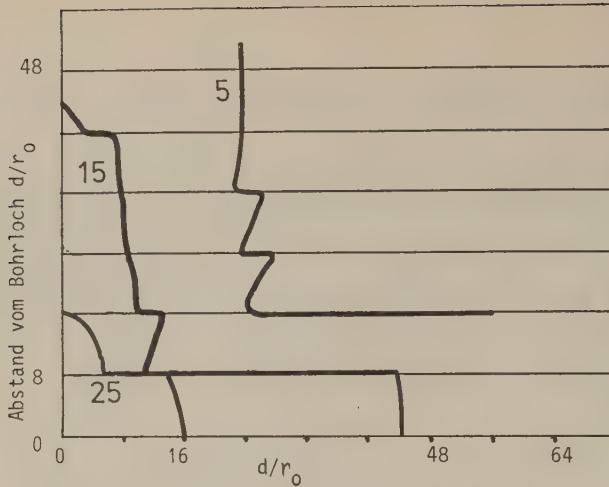


Abb. 2 : Spannungsverteilung in einem einscharig geklüfteten Gebirge infolge der Wellenwirkung,
Ziffern: Spannung in % der Ausgangsspannung

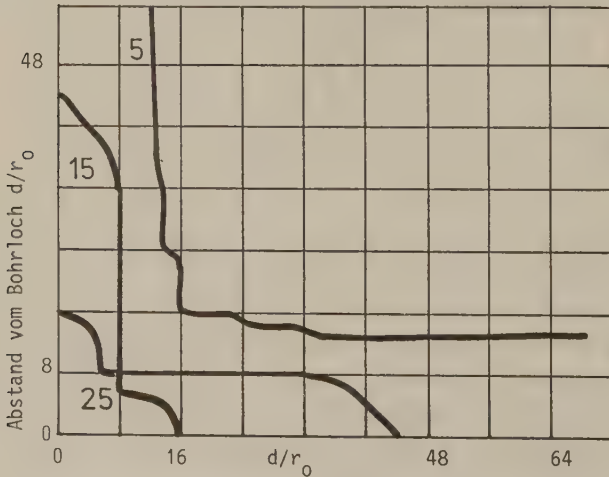


Abb. 3 : Spannungsverteilung in einem zweischarig geklüfteten Gebirge infolge der Wellenwirkung,
Ziffern: Spannung in % der Ausgangsspannung

Anmerkungen zu Abb.2 und 3

Es wurden folgende Ausgangsdaten verwendet:

Ausgangsspannung	$\sigma = 100$
Bohrlochradius	$r_0^0 = 5 \text{ cm}$
Querdehnung	$v^0 = 0,25$
Kohäsion auf den Trennflächen	$c = 0$
Reibungswinkel a.d. Trennfl.	$\varphi = 0$
Transmissivitätskoeffizient	$t = 1$ (Def. siehe Seite 14)

und die Richtung ihres Auftretens abschätzen. Dies wird in Kapitel 4.1.4. durchgeführt.

Anmerkung:

Berücksichtigt man bei den Berechnungen Reibung und Kohäsion auf den Klüften, ergibt sich eine geringere Dämpfung, genau wie bei einer Vergrößerung der Querdehnung. Mit der Wahl der Eingangsgrößen $\nu = 0,25$, Reibung und Kohäsion = "0" wird also der Grenzfall mit der größten Dämpfung dargestellt.

4.1.2. Zusätzliche Dämpfung der Welle

Nach dem Rechenmodell von Kapitel 4.1.1. erfährt die Longitudinalwelle bei Einfallswinkeln $\alpha=0^\circ$ und $\alpha=90^\circ$ keine Schwächung beim Übergang über eine Trennfläche, da keine neuen Wellen neben TP erzeugt werden ($RP=0$, $RS=0$, $TS=0$, $EP=TP$). Da jedoch die natürlichen Trennflächen nicht, wie im Modell angenommen, im perfekten Kontakt miteinander sind, sondern immer eine meßbare Spaltweite aufweisen, tritt zwar keine merkliche Brechung der einfallenden Welle, aber dennoch eine meßbare Abnahme der Amplitude der refraktierten Welle TP auf.

Der Dämpfungsbetrag hängt hauptsächlich von der Spaltweite der Trennfläche, dem eventuell vorhandenen Zwischenmittel darin und der Frequenz der Welle ab.

Zur Abschätzung der Dämpfung, die eine p-Welle beim Überqueren von Klüften bei einem Einfallswinkel $\alpha=0^\circ$ erfährt, wurden Modellversuche an verschiedenen häufig unterteilten, aber insgesamt gleichlangen Alu-Körpern durchgeführt, wobei die Trennflächen plangeschliffen waren. Die Durchschallung sowie die Registrierung des ankommenden Pulses erfolgte mit Hilfe eines Ultraschall-Prüfgerätes und eines daran angeschlossenen Oszilloskops zur Aufzeichnung des ankommenden Wellenzugs. Die ausgesandte Frequenz betrug ca. 40 kHz, die Pulsfolge war 30 Hz, so daß sich ein flimmerfreies Bild auf dem Oszilloskop ergab. Über eine Federhalterung wurden die konusförmigen Schallköpfe an die Probe angepreßt. Der am Oszilloskop aufgezeichnete ankommende Puls wurde hinsichtlich seiner maximalen Beschleunigungsamplitude

(maximale Spannung) ausgewertet. Als Vergleichsmaß für die Amplituden wurde die Höhe des zweiten Wellenausschlags des ankommenden Pulses gemessen, dessen Anfangs- und Endpunkt im Gegensatz zum Erstausschlag klar erkennbar war. Da es sich bei den verwendeten Schallköpfen um Beschleunigungsaufnehmer handelt, die gesuchte maximale Spannung aber proportional zur maximalen Geschwindigkeits-Amplitude ist, mußte eine Umrechnung vorgenommen werden, die in Tabelle I erläutert ist.

Aus Abb. 4 wird der exponentielle Abfall der übertragenen Spannungen mit zunehmender Anzahl der durchschalteten Trennflächen deutlich sichtbar.

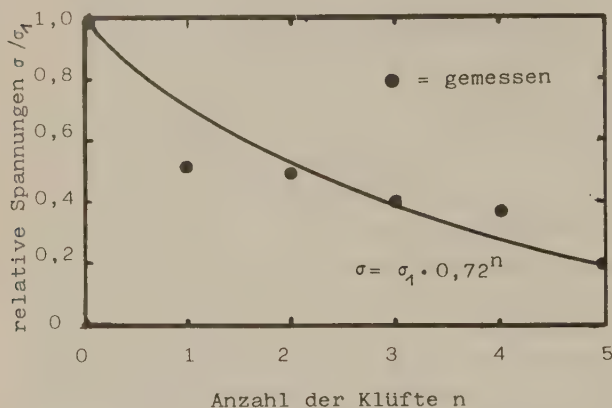


Abb. 4 : Abnahme der ankommenden Spannung in Abhängigkeit von der Anzahl der durchschalteten Klüfte, weitere Erläuterungen im Text

Geht man davon aus, daß bei jeder Kluft nur ein gewisser Bruchteil t der ankommenden Spannung übertragen wird, läßt sich für einen Körper mit n Trennflächen eine Dämpfung der Welle von

$$\sigma_n / \sigma_1 = t^n \text{ angeben,}$$

mit σ_1 = ankommende Spannung im ungeklüfteten Material
 σ_n = ankommende Spannung nach n Klüften.

Anzahl der Klüfte	n	0	1	2	3	4	5
max. Beschleunigungsamplitude	ξ''_0 in mm/s ²	16	9	5	4	1,95	1,4
Frequenz	f in 1/s	33735	36376	21164	21520	11161	14600
Kreisfrequenz	ω in 1/s	211963	228557	132977	135214	70127	91734
max. Spannungsamplitude	p in N/mm ²	7,55 · 10 ⁻⁵	3,94 · 10 ⁻⁵	3,76 · 10 ⁻⁵	2,96 · 10 ⁻⁵	2,78 · 10 ⁻⁵	1,53 · 10 ⁻⁵
rel. max. Spannungsamplitude	p'	1,0	0,52	0,50	0,39	0,37	0,20
p'(n) = p(n)/p(n=0)							
Transmissivitätswert	t'	-	0,52	0,71	0,73	0,78	0,72
t' = (p'(n)/p'(n=0)) ^{1/n}							
Transmissivitätskonstante		0,72					
geschätzte rel. max. Spannungsamplitude	p''	1,0	0,72	0,52	0,37	0,27	0,19
p''(n) = p''(n=0)t ⁿ							

Tab. I : Bestimmung des Transmissivitätskoeffizienten t in Laborversuchen

Anmerkungen zu Tabelle I

Bei den verwendeten Aufnehmern wird im abgestrahlten Frequenzbereich die Beschleunigungs-Amplitude gemessen.

unter der Annahme von harmonischen Wellen und der Vernachlässigung aller Umrechnungskonstanten können aus den gemessenen maximalen Beschleunigungs-Amplituden ξ''_0 durch einmalige Division mit der Kreisfrequenz ω , $\omega = 2\pi f$, mit f = Frequenz, relative maximale Geschwindigkeitsamplituden ξ'_0 ermittelt werden.

Für die gesuchten maximalen Spannungs-Amplituden p gilt:

$$p = c \cdot u_0 \cdot \rho$$

mit c = Phasengeschwindigkeit = konstant

ρ = Materialdichte = konstant

u_0 = Teilchengeschwindigkeit = ξ'_0 / ω

Damit ergibt sich p zu

$$p = (\xi''_0 / \omega) \cdot c \cdot \rho$$

mit c und ρ konstant und ungleich 0

$$p \sim \xi''_0 / \omega$$

t wird auch als Kluftübertragungsfaktor (joint transmittance) bezeichnet.

Die Versuchsergebnisse passen sehr gut in diese Beziehung und ergeben einen Kluftübertragungsfaktor von etwa $t = 0,72$.

Eine Abhängigkeit von t vom Anpreßdruck, etwa analog zu in-situ-Spannungen, ergab sich im untersuchten Bereich nicht.

Dies zeigt, wie stark selbst im günstigen Fall mit $\alpha=0^\circ$ und glatten Trennflächen die Spannung in der Wellenfront beim Übergang über Klüfte abnimmt.

Aus Tabelle I ist auch eine Dispersion (frequenzabhängige Dämpfung) ersichtlich. Hohe Frequenzen konnten nach wenigen Klüften nicht mehr festgestellt werden.

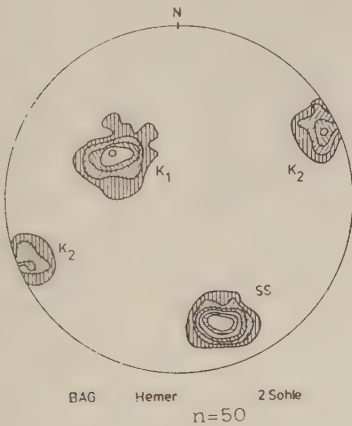
4.1.3. Geländemessung zum Dämpfungsverhalten von Klüften in Bezug auf Wellen

4.1.3.1. Ziel der Untersuchung

Mit Hilfe einer Geländeuntersuchung sollte festgestellt werden, ob die zuvor theoretisch abgeleitete und die im Labor an stark idealisierten Modellkörpern gemessene Dämpfung der Wellen beim Übergang von Klüften in der Natur ebenfalls meßbar ist. Die Messungen waren erforderlich, weil die Dämpfung im Labor bei hohen Frequenzen und an Kluftkörpern mit planparallelen Klüften bei Einfallswinkeln von 0° gemessen und auch für idealisierte Fälle berechnet wurde, während die Wellen, die bei der Detonation einer Ladung entstehen, niedrige Frequenzen aufweisen und die auftretenden Klüfte uneben und häufig geöffnet sind. Es sollte analog zu den Modellversuchen ein Transmissivitätskoeffizient t und analog zu den Berechnungen die Schwächung durch Refraktionen für die Spannungsamplituden bestimmt werden. Die Ergebnisse fließen in die theoretischen Überlegungen über mögliche Rißlängen infolge der Wellenwirkung von Sprengungen im klüftigen Gebirge ein.

4.1.3.2. Vorgehen

Für die Untersuchungen wurde der Steinbruch OESE (Basalt AG) in Hemer ausgewählt, der durch zahlreiche Gefügeaufnahmen gut bekannt war. Das Gebirge (karbonischer Plattenkalk) ist hier relativ gleichmäßig durch Schichtung und zwei Kluftscharen zerlegt (siehe Abb. 5).



Trennflächenorientierungen und
Trennflächenabstände

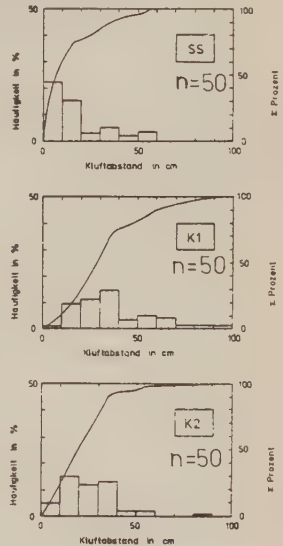


Abb. 5 : Gefügeaufnahme des untersuchten Bereichs

Es stand die 12-Kanal Hammerschlag-Seismik-Apparatur des Instituts für Geophysik der Ruhr-Universität (Typ NIMBUS ES 12/OF) zur Verfügung. Abb. 6 zeigt den Versuchsaufbau mit den 12 Geophonen (Schwinggeschwindigkeitsaufnehmer) im Blockbild. Um eine optimale Ankopplung zwischen Geophon und Gebirge zu erhalten, wurden kleine Bohrlöcher erstellt, in die die Geophone exakt eingeführt werden konnten. Als Quelle diente ein schwerer Hammer, dessen Fallenergie über eine Alu-Platte an den Untergrund abgegeben wurde. Da die verwendete Meßapparatur über eine Speichereinrichtung verfügte, konnten genau so viele Impulse gestapelt werden, bis sich eine optimale Aussteuerung der Anlage bei einer geringen Grundverstärkung ergab.

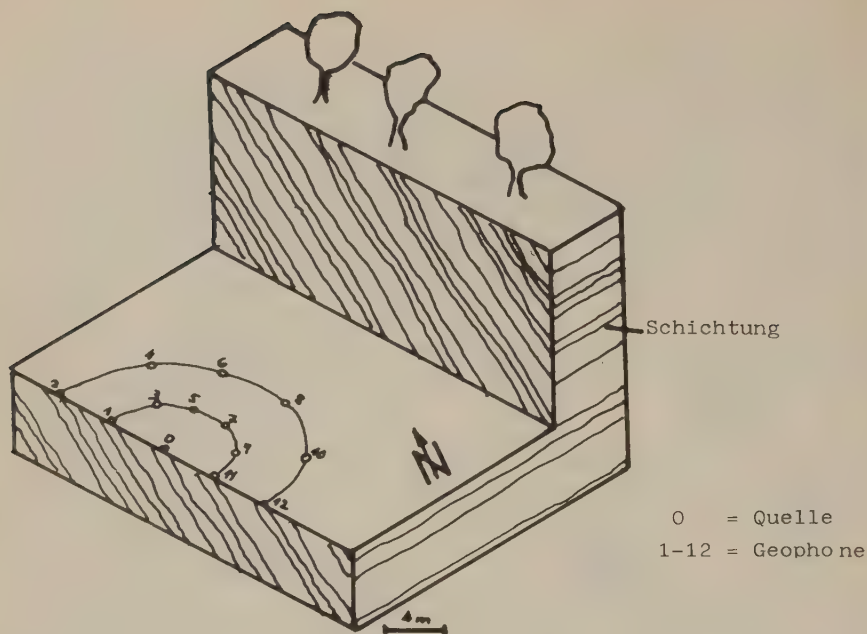


Abb. 6 : Schematischer Versuchsaufbau

4.1.3.3. Ergebnisse

a) Laufzeiten

Als erstes wurden die Laufzeiten zwischen der Quelle und den Geophonen ermittelt. Dabei ergaben sich sehr geringe Geschwindigkeiten, die um 700 m/s lagen.

Wegen dieser niedrigen Geschwindigkeiten kann man auf eine Schichtung des Untergrundes in Form einer stark aufgelockerten obersten Schicht und festeren tieferen Schichten schließen, wobei die Messungen dann nur die aufgelockerte Schicht erfaßt haben. Wenn dies der Fall wäre, müßten die Geschwindigkeiten bei der weiteren Auslage höher sein (da tiefere Eindringung). Dies konnte aber nicht festgestellt werden.

Daraus läßt sich schließen, daß die Auflockerungszone recht tief reicht (mehr als 2,5 m) und/oder daß die Laufzeiten in diesem Gebirge durch die Wechsel von festen und mehr tonigen Lagen so stark herabgesetzt wurden.

Die tiefe Auflockerungszone läßt sich eventuell auch durch das verwendete Bohrmuster (Kopf- und Sohllöcher) erklären. Die ca. 40 m von der Meßstelle entfernt parallel zur Grundlinie verlaufende Steinbruchswand ließ in ihrem oberen Bereich keine zerrüttete Zone erkennen.

Die Kluftkörper waren alle unverändert an ihrem Platz. Die Auflockerung des Gebirges bestand überwiegend in einem leichten Öffnen der vorhandenen Trennflächen.

Abb. 7 zeigt die Geschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Richtung. Eine Richtungsabhängigkeit konnte hieraus nicht ermittelt werden.

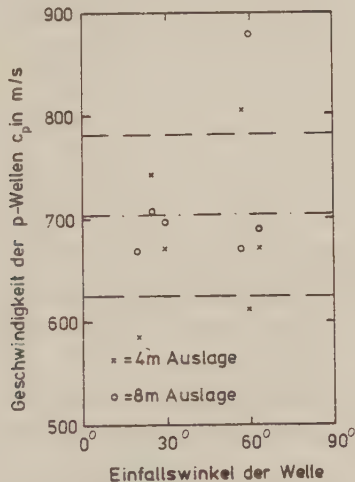


Abb. 7 : Ergebnisse der Laufzeitmessungen

b) Abnahme der Amplitude

Analog zu den Modellversuchen (Kapitel 4.1.2.) wurde auch bei den Geländeversuchen der Anfang des ankommenden Wellenzugs aufgezeichnet (siehe Abb. 8).

Eine Übersteuerung des Geräts bei den später nachfolgenden Amplituden wurde bewußt in Kauf genommen, da nur die erste nach oben gehende Amplitude des Wellenzugs zum Vergleich herangezogen

wurde. Dieses Vorgehen entspricht genau dem bei den Modellversuchen (Kapitel 4.1.2.).

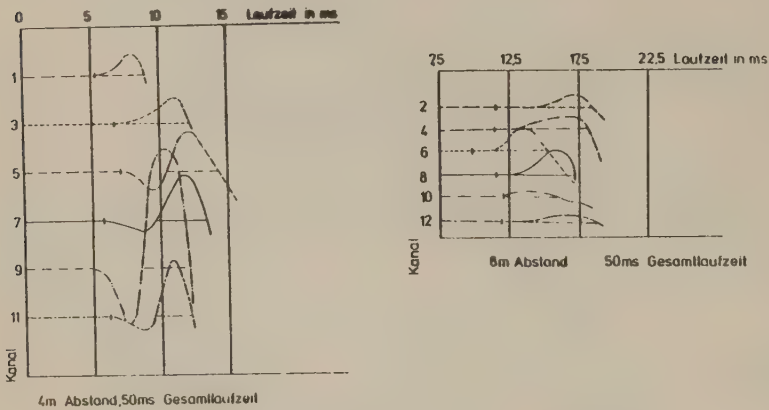


Abb. 8 : Ausschnitt aus dem Versuchsprotokoll

Der Auswertungsgang ist aus Tabelle II ersichtlich. Abb. 9 zeigt die so ermittelten Dämpfungen für die Spannungsamplituden in Abhängigkeit vom Einfallswinkel α . Die Dämpfung nimmt tendenziell mit wachsendem Winkel α zu, ist jedoch deutlich geringer, als dies nach den Berechnungen zu erwarten war. Auch ist der mögliche Transmissivitätskoeffizient t wesentlich größer als der berechnete. Beides folgt vornehmlich aus dem Vorhandensein von Kohäsion und Reibung auf den Klüften, sowie den wesentlich niedrigeren Frequenzen (Geländeversuch/Modellversuch) (siehe Kapitel 4.1.1.).

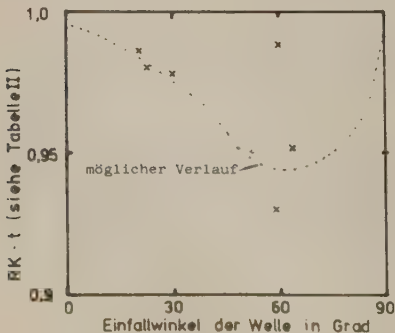


Abb. 9 : Richtungsabhängigkeit der Dämpfung

a	b	c	d	e	f	g
Geophon Nr.	Entfernung r in m	Einfallswinkel in °	ξ' in mm/s	ξ'_0 theor. in mm/s	Kluftzahl n	RK·t
1	4	26	11,0	44	40	0,98
2	8		2,5	20		
3	4	22	13,0	52	43	0,99
4	8		3,5	28		
5	4	60	20,0	80	31	0,99
6	8		6,75	54		
7	4	60	24,0	96	31	0,98
8	8		6,0	48		
9	4	58	60,0	240	43	0,93
10	8		1,25	10		
11	4	64	28,0	112	40	0,95
12	8		2,0	16		

zu a) siehe Abb. 6

zu b) Entfernung r von der Quelle

zu c) Einfallswinkel des Wellenstrahls auf die Schichtfläche, ermittelt aus der Lagenkugel

zu d) max. Geschwindigkeits-Amplituden, ermittelt aus den Versuchsprotokollen

zu e) Bei einer angenommenen Amplitudenabnahme von $\xi'_0 = \xi'_0 / r$
 ξ'_0 = Geschwindigkeits-Amplitude bei r=1
r = Abstand von der Quelle

zu f) Kluftzahl/ 4 m aus Geländemessung
zu g) $RK \cdot t = (\xi'_0(r=8) / \xi'_0(r=4))^{1/n}$
RK = richtungsabhängige Dämpfung nach Kapitel 4.1.1.

Tab. II : Bestimmung des Transmissivitätskoeffizienten t im Gelände

Anmerkungen zu Tabelle II :

Die verwendeten Geophone zeichnen im vorkommenden Frequenzbereich die Schwinggeschwindigkeit auf. Gesucht wird die maximale Spannungs-Amplitude p in der Wellenfront.

Für p gilt:

$$p = c \cdot \rho \cdot u_0$$

c = Phasengeschwindigkeit = konstant und $\neq 0$

ρ = Materialdichte = konstant und $\neq 0$

u_0 = Teilchengeschwindigkeit = ξ'_0

Damit wird

$$p \sim c \cdot \rho \cdot \xi'_0$$

oder

$$p \sim \xi'_0$$

4.1.4. Folgerungen und verbesserte Berechnung

Durch die Modell- und Geländeversuche konnte eine Dämpfung der Spannungsamplitude in einer Wellenfront beim Überschreiten von Klüften festgestellt werden. Diese Dämpfung wurde bei senkrechtem Auftreffen der Wellenfront auf die Klüfte gemessen und wird als Transmissivitätskoeffizient t bezeichnet. t betrug bei dem Geländeversuch annähernd 1, bei den Modellversuchen ca. 0,72. Die Unterschiede ergeben sich vor allem aus der Frequenzabhängigkeit der Dämpfung. Im Gelände wurden Frequenzen um 100 Hz abgestrahlt, im Modell Frequenzen von 40 kHz, gleichzeitig ergeben sich stark unterschiedliche Wellenlängen und auch Wegamplituden. Da bei Sprengungen Frequenzen im Bereich von unter 100 Hz überwiegen, sind Werte für Transmissivitätskoeffizienten in der Größe vom Geländewert wahrscheinlich.

In Gebirgen mit großen Kluftöffnungsweiten sind stärkere Dämpfungen der Wellen zu erwarten, da dann ein großer Teil der Wegamplitude der Welle zum Schließen der Kluft benötigt wird, während z.B. bei Untertage-Sprengungen in großen Tiefen bei völlig geschlossenen Klüften t ungefähr "1" wird.

Das Vorhandensein von Wasser in den Klüften verbessert die Übertragung der Welle über die Klüfte hinweg durch die bessere akustische Ankopplung, während luftgefüllte Kluft Hohlräume, wie sie z.B. in Kalk- und Dolomitgesteinen vorkommen, die Dämpfung verstärken. Im Gelände konnte zusätzlich eine Richtungsabhängigkeit der Dämpfung festgestellt werden, die durch die Aufspaltung der ankommenden Welle in refraktierte und reflektierte neue Wellen bewirkt wird (siehe Kapitel 4.1.1.). Zum Nachweis der Ansätze von RINEHART (1964) bzw. ihrer zahlenmäßigen Überprüfung mußten jedoch noch systematischere Messungen dieser Art erfolgen; dies aber war nicht Ziel dieser Arbeit.

Unter Berücksichtigung eines isotropen Transmissivitätskoeffizienten $t = 0,9$ ergeben sich mit den Ansätzen nach Kapitel 4.1.1. Spannungsverteilungen in regelmäßig geklüfteten Gebirgen nach Abb. 10 und Abb. 11.. Diese stellen Grenzfälle mit besonders starker Dämpfung dar, weil mögliche Reibung und Kohäsion auf den

Klüften nicht berücksichtigt wurden.

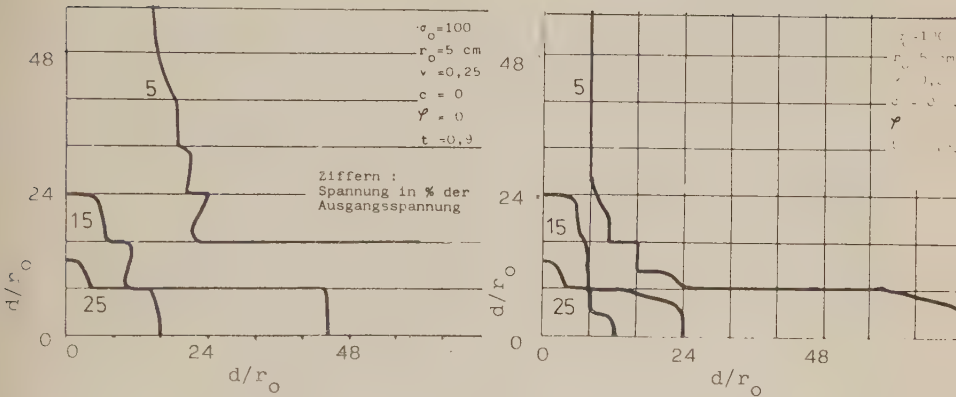


Abb. 10 und 11 : Spannungsverteilungen um ein Bohrloch infolge der Welle in einem einscharig und einem zweischarig geklüfteten Gebirge
 d : Abstand vom Bohrloch, r_0 = Bohrlochradius
 weitere Erläuterungen siehe Abb. 2 und 3

Deutlich sieht man einen "Kanalisationseffekt" der Spannungen in den Richtungen senkrecht zu den Klüften. Setzt man die dynamische Bruchgrenze auf 5% der Ausgangsspannung fest, ergeben sich im berechneten Beispiel mögliche maximale Rißlängen von ca. 3,6 m ($t = 0,9$) gegenüber fast 20 m bei $t = 1,0$. Mit dem Zerklüftungsgrad nimmt die Wirksamkeit der Welle im Hinblick auf eine mögliche Zerkleinerung stark ab. Die Risse verlaufen vermehrt in den Richtungen senkrecht zu den Klüftscharen. Da bei einer Sprengung eine gute Verbindung von Bohrloch zu Bohrloch und eine gute seitliche Ablösung angestrebt werden, ist eine Anordnung der durch die Sprengung zu schaffenden Böschungsfläche parallel zu einer Hauptklüftschar und in etwa senkrecht zu einer zweiten optimal für eine große Zerkleinerung und ein vollständiges Ablösen der Vorgabe.

4.2. Ansätze und Abschätzungen zur Wirkung des Gases im klüftigen Gebirge

4.2.1. Vorbemerkung

Mit der Detonation der Sprengladung im Bohrloch beginnt der Aufbau des Gasdrucks (siehe Kapitel 3.1.).

Das Gas dringt zum Teil in die eventuell vorhandenen Klüfte und die durch die Welle neugebildeten Risse ein, verlängert und erweitert beide. Wenn die Abrißflächen zwischen Vorgabe und stehenbleibendem Gebirge weit genug durchtrennt sind, wird die Vorgabe durch die Wirkung des noch vorhandenen Gasdrucks vom Gebirge abgelöst. Die Berechnung der Strömung des Gases im klüftigen Gebirge entzieht sich einfachen geschlossenen Lösungen, auch Berechnungen über Strömungsnetze sind infolge der sich stark ändernden Dichte des Gases problematisch. Deshalb konnten hier nur einzelne Aspekte der Gaswirkung im klüftigen Gebirge untersucht werden, wobei aber starke Vereinfachungen getroffen werden mußten.

Es wurden, ausgehend von den möglichen Massenverlusten beim Ausströmen des Gases durch Risse in der Bohrlochwandung, mögliche Rißlängen und Neubrüche durch die Wirkung des Gases abgeschätzt. Das "Werfen" der Vorgabe wurde (neben anderem) an Modellen (siehe Kapitel 5.3.) untersucht.

4.2.2. Möglicher Massenverlust des Gases beim Ausströmen aus dem Bohrloch

Das unter hohem Druck stehende Gas hat das Bestreben zu expandieren. Dies führt zu einer Erweiterung des Bohrlochs und zum Abströmen des Gases über Öffnungen in der Bohrlochwandung oder bei fehlerhafter Verdämmung auch durch das Bohrloch selbst. Unter stark vereinfachenden Annahmen (z.B. der Anwendbarkeit der Gesetze über das Verhalten idealer Gase, näheres siehe im Anhang 9.2.) läßt sich als erste Näherung das Abströmen des Gases aus dem Bohrloch über Risse und Klüfte berechnen. Mit dem

Abströmen eines Teils des Gases verändern sich die Masse m , der Druck p , die Temperatur T und die Dichte ρ des Gases im Bohrloch. Für kurze Zeitspannen Δt können diese jedoch ohne große Fehler als konstant gesetzt werden. Für die unten folgenden Berechnungen wurde z.B. Δt auf 10^{-4} s festgesetzt.

Bei vorgegebenen Ausgangsbedingungen lassen sich intervallweise über das allgemeine Gasgesetz

$$p_1 \cdot V = m_1 \cdot R \cdot T_1$$

und (eine adiabatische Zustandsänderung angenommen) über

$$T_2 / T_1 = (p_2 / p_1)^{(x-1/x)}$$

Druck und Temperatur im nächsten Zeitintervall bestimmen, wenn man den Massenverlust im Zeitintervall Δt_0 kennt, wobei gilt

$$V = \text{Bohrlochvolumen} = \text{konstant}$$

$$R = \text{Gaskonstante}$$

$$x = \text{Isentropenkoeffizient}$$

$$\text{Index 1} = \text{alt, Index 2} = \text{neu.}$$

Die Massenverluste lassen sich unter den oben gemachten Einschränkungen aus der Gleichung ermitteln, die die Massenverluste beim Abströmen eines idealen Gases aus einem Kessel beschreibt. Ausgehend von der BERNOULLI- Gleichung bzw. der Kontinuitätsgleichung ergibt sich bei isentroper Zustandsänderung für kompressible und instationäre Gasströmungen der Massenverlust m aus einem Bohrloch mit dem Innendruck p_0 , der Gasdichte ρ_0 , dem Abströmquerschnitt A^* in der Zeit Δt zu :

$$m = A^* (2 \cdot p_0 \cdot \rho_0)^{0,5} ((x/x-1)((p_u/p_0)^{2/x} - (p_u/p_0)^{(x+1/x)}))^{0,5} \Delta t$$

(siehe z.B. HÜTTE, 1955). Dabei ist p_u der Umgebungsdruck.

Für die Berechnung vereinfacht sich die zweite Wurzel zu einer Konstanten (siehe Anhang 9.2.).

Für die nachfolgende Berechnung, deren einzelne Schritte in Anhang 9.2. durchgeführt werden, wurden folgende Ausgangsbedingungen angenommen (siehe Tabelle III).

Abströmquerschnitt	$A' = 0,03 \text{ m}^2$	Rißhöhe	$h = 7,500 \text{ m}$
Ausgangsdichte	$\rho_0 = 900 \text{ kg/m}^3$	Rißweite	$w = 0,001 \text{ m}$
Ausgangsdruck	$p_0 = 1,40 \text{ GPa}$	Rißanzahl	$n = 6$
Ausgangstemperatur	$T_0 = 4300 \text{ K}$	Reibungsverlust-Beiwert	$\eta = 0,670$
Isentropenkoeffizient	$\kappa = 1,33$	spezielle Gaskonstante	$R = 362,0 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$
Zeitintervall	$\Delta t = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}$		

Tab. III : Ausgangsbedingungen für die Berechnungen von Druck und Abströmmengen

Diese Ausgangsbedingungen entsprechen einer durchschnittlichen Übertage-Sprengung mit einem Bohrloch von 10 m Tiefe (davon sind 2,5 m verdämmt) und 0,1 m Bohrlochdurchmesser, wobei ein ANC-Sprengstoff (z.B. ANDEX 1) zum Einsatz kam.

Mit diesen Eingangsgrößen errechnete sich ein Druckabfall im Bohrloch nach Abb. 12 und Verlustmengen aus dem Bohrloch nach Abb. 13 .

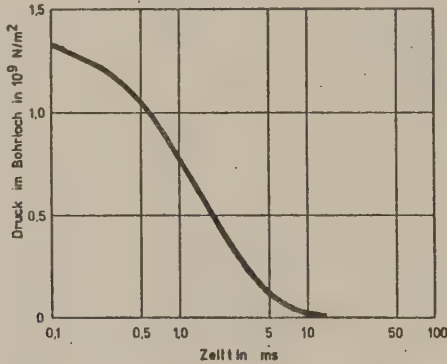


Abb. 12 : Druckabfall im Bohrloch durch Abströmen von Gas

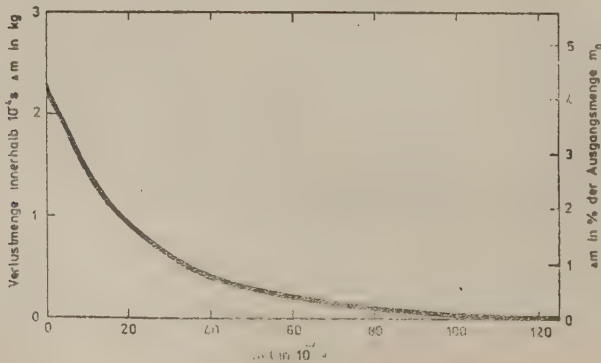


Abb. 13 : Verlustmengen von Gas aus dem Bohrloch

Der Druckabfall im Bohrloch ist bei gleicher Rißgeometrie (6 Risse, Weite 0,001 m, Höhe = Länge der Ladesäule), gleichem Bohrlochdurchmesser (0,1 m) und gleicher Sprengstoffdichte ρ unabhängig von der Bohrlochlänge, da dann die Verhältnisse zwischen wirksamer Abströmfläche und Bohrlochlänge sowie zwischen Sprengstoffmasse und Bohrlochvolumen konstant bleiben. Die Verlustmengen bleiben also bei oben aufgeführten Bedingungen als Prozentsatz der Ausgangsmenge Sprengstoff gesehen gleich. Das hier aufgeführte Beispiel stellt einen Grenzfall dar, in dem das Gas ohne Störungen und "Stauungen" abströmen kann. In der Natur ist mit einem verlangsamten Druckabbau und damit einer länger anhaltenden Gaswirkung zu rechnen.

Trotzdem zeigt dieses Beispiel deutlich, daß der Druckabbau im Bohrloch relativ schnell vor sich geht.

Es zeigt sich auch, daß die möglichen Abströmmengen bei einer unvollständigen Verdämmung des Bohrlochs nicht wesentlich vergrößert werden, da der Abströmquerschnitt nur um ca. 3% zunimmt. Der Druckaufbau wird aber durch eine schlechte Verdämmung stark behindert, da das mögliche Expansionsvolumen um minimal das Volumen der Verdämmstrecke zunimmt.

4.2.3. Berechnung möglicher Rißlängen infolge Gasdrucks

Das in die vorhandenen Klüfte oder die durch die Welle neugebildeten Risse eindringende Gas übt, solange es noch nicht völlig entspannt ist, eine Kraftwirkung auf die Seitenflächen des (hier als eben angesehenen) Risses sowie auf die Rißspitzen aus. Diese Kraftwirkung kann zu einem Weiterwachsen des Risses, zu einer Rißaufweitung und/oder zu Neubrüchen (siehe Kapitel 4.2.4.) führen.

Berücksichtigt man die in Kapitel 4.2.2. ermittelten abströmenden Gasmengen, so lassen sich unter folgenden Annahmen mögliche Rißlängen berechnen:

- a) Die Einschränkungen von Kapitel 4.2.2. hinsichtlich der Gasgesetze treffen auch hier zu.
- b) Die Temperatur der Gase im Bohrloch ist identisch mit der Temperatur der Gase im Riß (da Ausströmgeschwindigkeit hoch).
- c) Die Gasmenge aus dem Bohrloch strömt in 6 Risse.
- d) Die Risse können ungestört wachsen und treffen auf keine weiteren Trennflächen.
- e) Der Riß kann solange weiterwachsen, bis der Druck im Riß unter einen bestimmten Druck p_L gesunken ist. In Anbetracht der fast dynamischen Belastung und möglicher nicht berücksichtigter Reibungsverluste wird $p_L = 20 \text{ MPa}$ gesetzt.
- f) Die zu Beginn der Gaswirkung vorhandenen Risse haben alle eine konstante Höhe von 7,5 m, eine Ausgangslänge von 1,0 m und eine Öffnungsweite von 0,001 m. Somit ergibt sich ein Ausgangsvolumen von $7,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3$ pro Riß.
- g) Neben einer Rißverlängerung ist eine Rißaufweitung möglich. Das Gebirgsverhalten läßt sich durch das HOOKEsche Gesetz beschreiben.

Unter Annahme einer adiabatischen Zustandsänderung im Riß ergibt sich:

$$p_{r2} = p_{r1} \left((T_{b2}/T_{b1})^{(\kappa/(\kappa-1))} \right)$$

mit p_r = Druck im Riß und T_b = Temperatur im Bohrloch und damit ein von der Zeit abhängiges Rißvolumen V_r

$$V_r = m_r \cdot R \cdot T_b / p_r ,$$

m_r = Gasmasse im Riß und R = spezielle Gaskonstante.

Die Berechnung befindet sich im Anhang 9.3.

Modell 1

Zusätzliche Annahmen: Das Gas übt auf die Rißflächen einen Druck aus und weitet damit den Riß auf, wobei in erster Näherung von einer gleichmäßigen Spannungsverteilung auf den Rißflanken ausgegangen wird. Die Verformung des Gebirges wird durch das HOOKEsche Gesetz beschrieben, ist also rein elastisch. Der genaue Rechengang ist in Anhang 9.3 und Abb. 36 erläutert.

Durch die Aufweitung des Risses sinken der Druck $p_{r1}(t)$ auf $p_{r2}(t)$ und die Temperatur auf T_{b2} .

Mit dem zuvor ermittelten Rißvolumen $V_r(t)$ läßt sich bei konstanter Rißhöhe h_r und berechneter Rißweite $w_1(t)$ die zur Erhaltung des thermodynamischen Gleichgewichts erforderliche Rißlänge $l_1(t)$ zu

$$l_1(t) = V_r(t) / (w_1(t) \cdot h_r)$$

berechnen.

Ein Weiterwachsen der Risse tritt in diesem Modell nur dann auf, wenn die Rißlänge zu einem beliebigen Zeitpunkt größer sein muß als die alte Rißlänge. Im Modell 1 treten Risse von maximal 6,43m auf, dann sinkt der Druck $p_r(t)$ unter den Wert von p_L .

Modell 2

Als zusätzliche Annahme wird angenommen: Der Riß wächst mit der maximalen Geschwindigkeit $c_r = 0,38 c_b$ (siehe FAIRHURST, 1972), c_b ist die Geschwindigkeit der Stabdehnwellen im Gestein, c_r sei 1,9 km/s.

Da das benötigte Rißvolumen $V_r(t)$ bekannt ist, läßt sich bei gegebener Rißlänge $l_2(t)$

$$l_2(t) = t \cdot c_r + l_0 \quad (t = \text{verstrichene Zeit,} \\ l_0 = \text{Ausgangslänge})$$

und konstanter Rißhöhe die benötigte Rißweite $w_2(t)$ zu jedem Zeitpunkt ermitteln über:

$$w_2(t) = V_r(t) / (h_r \cdot l_2(t)).$$

Das Rißwachstum ist auch hier beendet, wenn p_r kleiner als p_L wird. Im Berechnungsbeispiel ist dies nach ca. $2,6 \cdot 10^{-3}$ s der Fall. Damit ergibt sich eine Rißlänge von

$$\begin{aligned} l_{2\max} &= 2,6 \cdot 10^{-3} \text{ s} \cdot c_r + l_0 \\ l_{2\max} &= 5,94 \text{ m.} \end{aligned}$$

Deutung der Modelle

Das Rißwachstum erfolgt in Modell 2 kontinuierlich mit der Geschwindigkeit c_r , bis der Druck im Riß kleiner als ein kritischer Wert wird, was im untersuchten Fall einer Rißlänge von ca. 6 m und einer Zeit von 2,6 ms entspricht.

Im Modell 1 ist im Gegensatz dazu das Rißwachstum teilweise sehr sprunghaft. Es werden dann z.T. höhere Rißwachstumsgeschwindigkeiten erforderlich als nach der Theorie möglich sind. Im untersuchten Fall endete das Rißwachstum nach ca. 3ms bei einer Rißlänge von etwas über 6 m.

Die Rißaufweitung, die in Modell 2 während fast der ganzen Zeit berechnet wurde, ist kleiner als sie nach dem HOOKEschen Gesetz möglich ist.

Bei Modell 1 erfüllt die Rißaufweitung stets das HOOKEsche Gesetz.

Beide Modelle liefern nach anfänglichen starken Unterschieden nach ca. 3 ms Rißlängen, die annähernd gleich groß sind, und auch Rißweiten, die sich nur geringfügig unterscheiden.

In Anbetracht der vielen zur Berechnung benötigten Annahmen und Vereinfachungen insbesondere hinsichtlich der Spannungsverteilung in Modell 1 scheint mit Modell 2 eine brauchbare Abschätzung möglich zu sein.

Schlußfolgerungen

Die Rißverlängerung infolge einer in einem vorhandenen Riß eindringenden Gasmenge läßt sich unter sehr starken Vereinfachungen berechnen. In die Berechnung gehen u.a. der E-Modul des Gebirges, die vorhandene Rißgeometrie und die mögliche Rißwachstumsgeschwindigkeit ein. Im untersuchten Fall lag die mögliche Rißlänge bei ca. 6 m.

4.2.4.Mögliche Neubrüche infolge der Gaswirkung

Neben der in Kapitel 4.2.3. beschriebenen Rißverlängerung und Rißaufweitung sind auch Neubrüche in der Rißwandung infolge der Kraftwirkung des unter Druck stehenden Gases denkbar. Da sich das Gebirge aus einzelnen Kluftkörpern aufbaut, werden auch die Rißwandungen von alten oder neu entstandenen Seitenflächen von Kluftkörpern gebildet.

Bei gegebenen Abmessungen eines Kluftkörpers, der mit einer Seite den Riß begrenzt, sind kritische Drücke im Riß berechenbar, ab denen ein Bruch im Kluftkörper möglich ist.

Vereinfacht man den Kontakt zwischen den Kluftkörpern auf zwei und vernachlässigt man die Eigengewichte und die Reibung zwischen den vertikal übereinanderliegenden Kluftkörpern, ergibt sich als einfachstes ebenes statisches Modell ein Balken auf zwei Stützen unter Streckenlast, wobei der Auflagerabstand variabel ist (siehe Abb. 14).

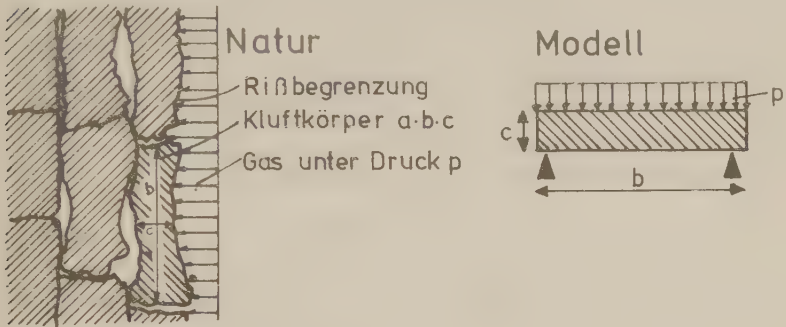


Abb. 14 : Übertragung von "Natur" auf "Modell"

Berechnet man die unteren Grenzdrücke, bis zu denen ein Bruch möglich ist, ergibt sich ein Verlauf nach Abb. 15 . Im linken Teil der durchgezogenen Linie, also bis $x/b = 0,3$, ist die maximale Spannung im Kluftkörper an den Auflagerpunkten, ab $x/b = 0,3$ in der Mitte des Balkens gegeben.

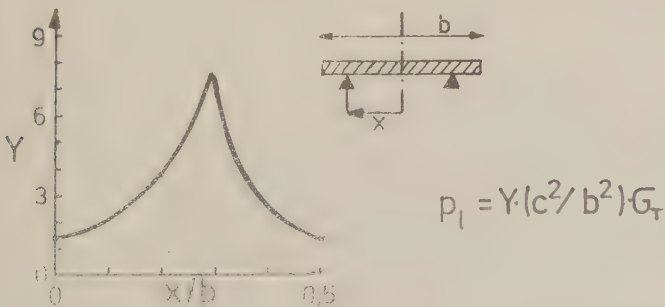


Abb. 15 : Untere Grenzdrücke im Bruchmodell "Biegebalken"
Zugfestigkeit

Bei einem Verhältnis von $b/c = 2/1$ und einer statischen Materialzugfestigkeit $\sigma_T = 10 \text{ MPa}$ errechnet sich z.B. $p_1 (x/b = 0) = 3,3 \text{ MPa}$ und $p_1 (x/b = 0,3) = 16,7 \text{ MPa}$. Dies sind Drücke, die noch in einiger Entfernung vom Bohrloch anzutreffen sind.

Als weiteres mögliches Bruchmodell wird das Punktlastkonzept herangezogen. Hier konzentriert sich der Kluftkontakt zwischen den Blöcken auf einen Punkt (siehe Abb. 16). Die zur Erhaltung der Analogie hinsichtlich der Spannungsverteilung im Körper bei Modell und Natur theoretisch notwendige Verdopplung des Abstands c konnte jedoch in Versuchen nicht bestätigt werden ^{*)}, so daß sich in erster Näherung der Grenzdruck p_1 zu

$$p_1 = \sigma_T \cdot \frac{c^2}{a \cdot b} \text{ ergibt.}$$

Die Größe des Grenzdrucks p_1 , bis zu dem ein Zugbruch eintreten kann, ist in gewissem Rahmen (Abstand des Kontakts vom Rand größer als c) unabhängig vom Ort des Punktkontakts.

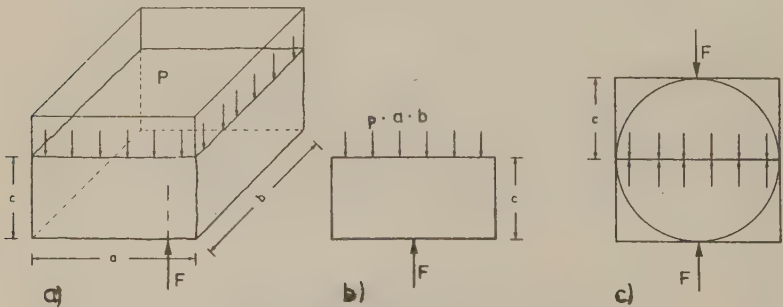


Abb. 16 : Bruchmodell "Punktlast"

- einseitig unter dem Gasdruck p stehender Kluftkörper mit den Abmessungen a, b, c und der resultierenden Auflagerkraft F
- Bestimmung der Auflagerkraft F , $F = p \cdot a \cdot b$
- Vergleich zwischen Kluftkörper und dem Prüfkörper beim Punktlastversuch hinsichtlich Spannungsverteilungen und Bruchbedingungen

Bruchspannung I beim Punktlastversuch $I = F / 4c^2$

Zur Erhaltung der Analogie zwischen beiden Versuchen muß der Abstand c beim Kluftkörper ebenfalls verdoppelt werden. Die Grenzbedingung für Zugbruch bei der Zugfestigkeit σ_T lautet für den Kluftkörper:

$$\sigma_T = k \cdot F / 4 \cdot c^2,$$

mit k = Korrekturwert zur Umrechnung Punktlast-/Zugfestigkeit, bei $k \approx 1$ und $F = p \cdot a \cdot b$ ergibt sich

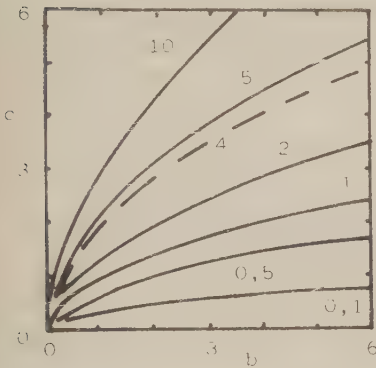
$$\sigma_T = p \cdot a \cdot b / 4 \cdot c^2.$$

^{*)} KUTTER, 1982, mündliche Mitteilung

Auch bei diesem Bruchmodell ist der mögliche Grenzdruck p_1 , bis zu dem ein Zugbruch eintritt, stark von der geometrischen Form des Kluftkörpers und der Zugfestigkeit σ_T des Materials abhängig.

Zur Veranschaulichung wurden in Abb. 17 Linien gleicher Quotienten von p_1/σ_T für verschiedene Geometrien der Kluftkörper bei $a = 1$ eingetragen. Hierbei bedeuten kleine Quotienten, daß ein Bruch noch bei geringeren Drücken auftreten kann.

Die Kurve $p_1/\sigma_T = 4$ entspricht der sich bei der theoretisch erforderlichen Verdopplung des Abstands c ergebenden von $p_1/\sigma_T = 1$ (siehe Abb. 16).



Linien zeigen konstante p_1/σ_T - Werte an, nach

$$p_1/\sigma_T = c^2/a/b \quad \text{mit} \\ a = 1$$

Abb. 17 : Abhängigkeit der Bruchlast von der Körpergeometrie

Schlußfolgerung

In Abb. 18 wird ein Vergleich zwischen den beiden Bruchmodellen hergestellt. Zu diesem Zweck werden in der b/c -Ebene bei $a=1$ die Quotienten $p_1/\sigma_T = 1$ für das Bruchmodell "Punktlast" und für das Bruchmodell "Biegebalken" in wirklichkeitsnahen Bereichen von b und c dargestellt. Für das Bruchmodell "Biegebalken" werden stellvertretend der Fall mit den Auflagern am Ende des Balkens als günstigste Möglichkeit (Bruch noch bei

relativ niedrigen Drücken möglich, siehe Abb. 15) und der Fall mit den Auflagern in einer Entfernung von ca. $0,3 \cdot b$ (b = Balkenlänge) vom Balkenende als ungünstigste Möglichkeit (siehe Abb. 15) ausgewählt. Es zeigt sich, daß im Bereich c und b kleiner a ein Bruch nach dem Modell "Punktlast" wahrscheinlicher ist als nach dem Modell "Biegebalken", da hier ein Bruch bei einem größeren Dicken- zu Längenverhältnis als beim Modell "Biegebalken" bei gleichem p_1/σ_T - Verhältnis möglich ist. Insgesamt gesehen sind jedoch stets die Auflagerabstände im Modell "Biegebalken" entscheidend dafür, welches der beiden Bruchmodelle zutreffen könnte.

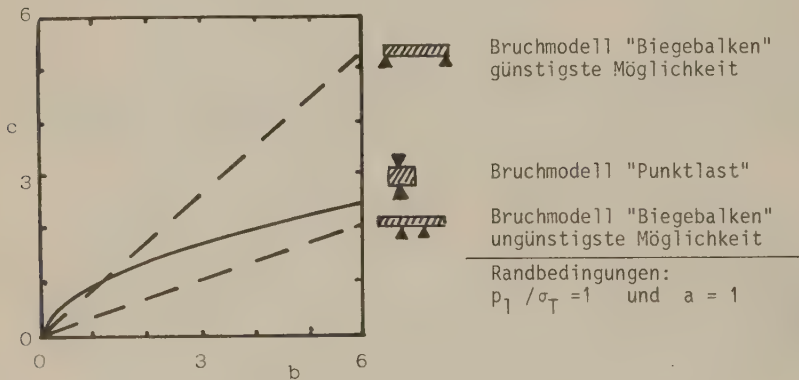


Abb. 18 : Vergleich der beiden Bruchkonzepte

Neubrüche infolge der Gaswirkung sind also möglich. Selbst in Kluftkörpern, die nicht unmittelbar an den Riß grenzen, sondern eine "Reihe" weiter entfernt liegen (siehe Abb. 14), sind sie denkbar. Dies ist aber durch die möglichen Reibungsverluste und die zahlreichen Kontaktmöglichkeiten innerhalb des Gebirges in dieser stark vereinfachenden Form nicht berechenbar.

5. Modellversuche

5.1. Vorbemerkungen zu den Modellversuchen

Die schon bei der Beschreibung der Vorgänge bei einer Sprengung (Kapitel 3.1.) und den Abschätzungen (Kapitel 4.) vorgenommene Trennung in Wirkung der Welle und Wirkung des Gases wird auch bei den Modellversuchen beibehalten. Einerseits können so aus den Abschätzungen gezogene Schlußfolgerungen direkt an den Modellversuchen überprüft werden, andererseits konnten dadurch die Versuchsaufbauten einfach gehalten werden (ebene statt räumliche Versuche). Zur Untersuchung des Einflusses von Klüften auf die Wellenwirkung beim Sprengen wurden ebene Modellsprengungen vorgenommen (siehe Kapitel 5.2.). Zur Ermittlung des Einflusses der Klüftung auf das Ausbruchverhalten der Vorgabe wurden ebenfalls ebene Modellversuche durchgeführt (siehe Kapitel 5.3.).

5.2. Sprengversuche an ebenen geklüfteten Plexiglas- und Gesteinsmodellen

5.2.1.1. Ziel der Modellversuche

Mit Hilfe dieser Untersuchungen sollte festgestellt werden, wie die Rißbildung, die Rißausbreitung und das Werfen der Vorgabe durch vorhandene Trennflächen, die in ihrem Abstand und ihrer Orientierung variieren, bei einer Sprengung beeinflußt werden. Der Gasdruck sollte nicht wirksam werden können, so daß die gefundenen Ergebnisse allein auf das Wirken der Wellen zurückzuführen sind. Die Untersuchungen beschränkten sich auf den Bereich außerhalb der zerstörten Zone, die sich unmittelbar um das Bohrloch bildet (vgl. Kapitel 3.1.).

Die Versuche wurden überwiegend an Plexiglasmodellen durchgeführt, da das Plexiglas als weitgehend homogen und isotrop anzusehen ist. Dadurch sind reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten. Ferner ist in Plexiglas der Rißverlauf im Gegensatz zu Gestein eindeutig verfolgbar. Durch einige Sprengversuche in Gesteinsplatten sollte über-

prüft werden, ob die Ergebnisse von Plexiglas auf Gestein übertragbar sind.

5.2.1.2.Vorgehen

Die größte Zahl der Versuche wurde mit Plexiglasmodellen der Abmessung $200 \cdot 200 \cdot 15 \text{ mm}^3$ durchgeführt. Durch die Beschränkung auf zweidimensionale Modelle konnte der Einfluß des Gasdrucks ausgeschaltet werden, da die entstehenden Gase im Bohrloch schnell nach unten und oben entweichen konnten.

Die Ausbildung einer Zerstörungszone rund um das Bohrloch wurde durch eine Entkopplung vermieden (Patronendurchmesser 7,2mm, Bohrl Lochdurchmesser 10 bis 15mm). Das Bohrloch war bei allen Versuchen mit Wasser gefüllt. Jeder Versuch wurde (soweit möglich) wiederholt.

Es wurden zwei Teilgebiete unterschieden:

Serie 1 " Rißbildung und Rißwachstum"

Serie 2 " Risse in der Vorgabe und Werfen der Vorgabe"

Zu Teilgebiet 1

Ausgangspunkt war hier eine massive Plexiglasscheibe mit zentraler Bohrung, die zur Unterdrückung von Reflexionsbrüchen an allen vier Kanten von Aluminium-Platten als Wellenfallen umschlossen war. In weiteren Versuchen wurden immer engständiger geklüftete Versuchskörper (aber stets mit denselben Außenabmessungen) gesprengt. Bei zweisecharigem Trennflächengefüge standen die Klüfte senkrecht aufeinander. Bei einigen Versuchen durchschnitten die Trennflächen auch das Bohrloch. Als weiteres wurde der Einfluß von in-situ-Spannungen und Doppelzündungen auf das Rißwachstum untersucht.

Bei allen Versuchen wurden die Trennflächen zur Erzielung eines besseren Kontaktes gefettet, außer bei den Fällen, wo die Trennflächen mit Chloroform verklebt wurden. Alle Flächen waren bei allen Versuchen dieser Serie so glatt wie möglich gefräst bzw. geschliffen, um einen möglichst guten Flächenkontakt zu erhalten. Durch Probesprengungen wurde eine Sprengladung von 0,175 g PETN in Form eines herkömmlichen Prüfzünders als ausreichend ermittelt.

Die massive Platte wurde nach Zündung dieser Menge Sprengstoff in mehrere Teile zerlegt (siehe Abb. 19).

Zusätzlich wurden einige Versuchsanordnungen in Schiefer und in Sandstein nachgebildet. Die Plattenstärke betrug hierbei ca. 3 cm. Die Sprengladungen mußten auf 0,6 g PETN in Bohrlöchern von 1 cm ϕ erhöht werden.

Zu Teilgebiet 2

Bei diesen Versuchen wurde die Wellenfalle (das Aluminium-Rechteckprofil) an einer Kante fortgelassen. Diese Seite stellte damit eine freie Oberfläche dar, an der die Welle reflektiert wurde und sich darausfolgend ein Krater bilden konnte.

Zur Bildung eines Ausbruchskraters war es nötig, das Bohrloch aus der Mitte der Platte bis auf 6 cm an die freie Oberfläche zu verschieben, den Durchmesser der Bohrung auf 1 cm zu verkleinern und die Ladung auf 0,25 g PETN zu erhöhen.

Die Vorgabe (Abstand Bohrloch/freie Oberfläche) wurde ein- und zweiseitig von Trennflächen verschiedenen Abstands unterteilt. In der Mehrzahl der Fälle verlief eine Trennflächenschar parallel zur freien Oberfläche, in einigen Fällen konnten auch Versuche mit schräg verlaufenden Trennflächen durchgeführt werden. Alle Trennflächen waren auch bei dieser Serie gefettet.

Von dieser Serie wurden einige Versuche in Schiefer- und Sandstein nachgebildet. Die Vorgabe betrug dann ebenfalls 6 cm, die Ladung 0,6 g PETN.

5.2.1.3. Einschränkungen der Übertragbarkeit Modell/Natur

Obwohl die bei diesen Modellversuchen gefundenen Ergebnisse keinesfalls direkt quantitativ auf Großsprengungen übertragen werden sollen, ist es jedoch auch zur qualitativen Deutung wichtig zu wissen, ob ähnliche Rißbilder bei mit der Natur vergleichbaren Energieaufwänden entstehen.

Die Ergebnisse wurden an homogen-isotropen Plexiglas- und quasi-homogenen- anisotropen Steinplatten gewonnen. Die Gesteine in der Natur sind jedoch stets inhomogen und anisotrop, weshalb eine

Übertragung der Versuche auf Geländesprengungen nur beschränkt möglich ist.

Durch die Beschränkung auf zweidimensionale Versuche, die etwa einem horizontalen Schnitt durch das Bohrloch entsprechen, wird die dreidimensionale Ausbreitung der Druckwellen nicht berücksichtigt.

Das Vorhandensein einer räumlichen Wellenfront zumindest im Nahbereich rings um das Bohrloch zeigt sich im Auftreten von oberflächenparallelen Rissen, die durch Zugspannungen erzeugt wurden. Diese Zugspannungen entstehen bei der Reflexion der Druckwellen an den Plattenoberflächen. Diese Brüche waren bei fast allen Versuchen, besonders ausgeprägt aber beim Tonschiefer, vorhanden. Die Bruchzone war aber stets so klein, daß die Wellenausbreitung trotzdem näherungsweise als eben angesehen werden konnte.

Vergleicht man die Vorgabe im Modell v_m mit einer durchschnittlichen Vorgabe im gedachten Prototyp v_p , ergibt sich ein Längensmaßstab von 1:66. Stellt man eine Sprengung im Prototyp und eine Modellsprengung im selben Material gegenüber, ergeben sich folgende Relationen (siehe Tab. IV):

	Modell	Prototyp	Einheit
Vorgabe V	0,06	4,00	m
Scheibendicke S	0,03	2,00	m
Masse des Sprengstoffs	$6 \cdot 10^{-4}$	14,17	kg
Spezifische Energie des Sprengstoffs	1,71	1,00	MJ/kg
Energie E	$1,03 \cdot 10^{-3}$	14,17	MJ
Sprengstofftyp	PETN	ANDEX	

Tabelle IV : Vergleich der aufgewendeten Energien zwischen Prototyp und Modell

Die Grundgleichung beim Sprengen lautet:

$$E \sim V^3,$$

E = Energie und V = Vorgabe.

Mit der Proportionalitätskonstanten F ergibt sich:

$$E = F \cdot V^3 \quad \text{oder} \quad F = E/V^3.$$

Im Prototyp errechnet sich F zu $0,22 \text{ MJ/m}^3$, im Modell zu $4,77 \text{ MJ/m}^3$.

Im Modell wurde etwa die zwanzigfache Energie gegenüber dem Prototyp zur Kratererzeugung aufgewendet. Im Prototyp konnte jedoch der Gasdruck, der nach PERSSON et al. (1971) ca. 90% der Gesamtenergie enthält, voll wirksam sein, während im Modell der Gasdruck (durch den Versuchsaufbau bedingt) nur sehr begrenzt wirken konnte. Könnte im Prototyp nur die Energie der Welle wirken, ergäbe sich F zu $2,2 \text{ MJ/m}^3$. Außerdem mußten für die Versuche Prü fzü nder mit $0,6 \text{ g}$ PETN gewählt werden, obwohl sie etwas zu stark waren, da der nächst schwächere Prü fzü nder mit $0,375 \text{ g}$ PETN geringfügig zu schwach war (keine ausreichende Rißbildung). Die Sprengungen im Labor und in der Natur sind nach obigen Abschätzungen als qualitativ vergleichbar anzusehen. Im Modell stehen etwas höhere Energien zur Verfügung als im Prototyp.

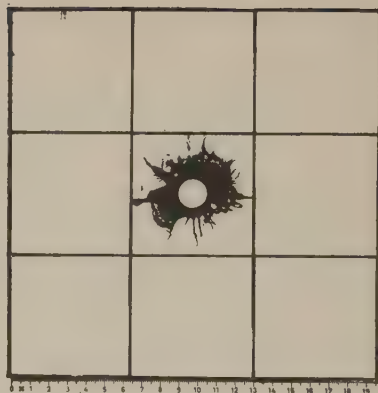
5.2.2. Ergebnisse und ihre Deutung

5.2.2.1. Rißbildung und Rißwachstum

Ausgangspunkt waren Sprengungen in ungestörten Platten. Es zeigten sich nach der Sprengung Systeme aus zwei bis zum Rand reichenden Rißpaaren, die rechtwinklig aufeinanderstanden, und einigen kürzeren Rissen (siehe Abb. 19 a). Bei allen hier auftretenden Rissen handelte es sich um Zugrisse, die durch eine Überbeanspruchung des Materials infolge hoher tangentialer Zugspannungen entstehen. Die Tangentialspannungen werden durch die hohen radialen Druckspannungen der Detonationswelle induziert. Alle radialen Risse im Plexiglas wuchsen stets vom Bohrlochrand zur Plattenkante hin und nicht umgekehrt, was die Wirksamkeit der Wellenfallen beweist. Die Bohrlochwände blieben bei fast allen Versuchen weitgehend unzerstört, was auf die Entkopplung der Ladung zurückzuführen ist. Die Zone mit intensivem Auftreten von oberflächenparallelen Rissen war bei allen Versuchen auf dreimal den Durchmesser der Bohrung beschränkt.



a) massiv



b) neunfach geteilt

Abb. 19 a und b : Plexiglasplatten, ca. $20 \cdot 20 \cdot 1,5 \text{ cm}^3$, zentrale Bohrung $1,5 \text{ cm } \phi$, nach Sprengung mit $0,175 \text{ g PETN}$, allseitige Wellenfallen

Die Rißbilder änderten sich, sobald man Trennflächen in die Platten einfügte. Die Risse konnten, bis herab zu einem bestimmten, kritischen Abstand d_k , die Trennflächen nicht überwinden, sondern endeten an den nächstgelegenen Trennflächen und hatten somit nur ein Bruchteil der Länge, die sie im Ausgangsmodell ohne Klüfte erreichten (siehe Abb. 19 b).

War der Abstand Bohrlochmitte zur Trennfläche kleiner als d_k , pflanzte sich der Riß jenseits der Trennfläche fort.

Der kritische Abstand d_k betrug (von Bohrlochmitte bis Trennfläche) weniger als 15 mm . Dies entspräche im Prototyp einer Entfernung von 1 m .

Dies zeigt deutlich, wie stark der Energiegehalt in der fortschreitenden Wellenfront der p-Welle beim Übergang über die Klüfte infolge Reflexionen und Refraktionen geschwächt wird. Durchschnitt eine Trennfläche das Bohrloch, wurden in der Nähe der Trennfläche deutlich weniger und auch kürzere Risse beobachten als senkrecht zur Trennfläche (siehe Abb. 20 a). Dies kann mit dem Fehlen von tangentialen Zugspannungen im Bereich der radialen Trennflächen erklärt werden.

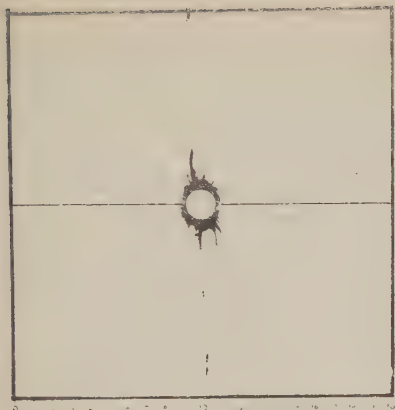


Abb. 20 a :

Zweifach geteilte Platte mit einer Trennfläche durch die Bohrung, sonst wie Abb. 19



Abb. 20 b :

Neunfach geteilte Platte, innere Trennflächen verklebt, sonst wie Abb. 19

Trafen sich im Bohrloch zwei senkrecht aufeinanderstehende Trennflächen, konnte trotz stufenweiser Verringerung der Kluftabstände kein längerer Riß erzeugt werden. Dies zeigt, daß die Spannungen zu gering waren, um die einzelnen Kluftkörper zu zerstören. Es traten wieder z.T. starke oberflächenparallele Brüche auf.

Zur Untersuchung des Einflusses von Verzahnungen der Klüfte auf die Rißausbreitung wurden die Trennflächen schrittweise immer stärker verklebt. Aber selbst eine volle Verklebung der inneren Trennflächen mit Chloroform (anlösend, Klebung mit hoher Festigkeit) brachte keine Änderung der Rißlängen und -muster in Vergleich zu den Versuchen mit geschmierten Trennflächen (siehe Abb. 20 b). Dies zeigt, wie störend sich vorhandene Trennflächen, selbst wenn sie verheilt sind, auf die Rißausbreitung auswirken.

Als nächstes wurde der Einfluß einer Vorspannung auf die Bildung und das Wachstum der Risse untersucht. Bereits Versuche von KUTTER und FAIRHURST (1971) zeigten ein verstärktes Rißwachstum in Kraftangriffsrichtung.

In den ersten Versuchen wurde eine Vorspannkraft von ca. 10 kN aufgebracht, die über die gesamte Probenbreite wirkte. So ergab sich eine Vorspannung von ca. 3 MPa, d.h. von ca. 4% der Zugfestigkeit des Plexiglasses^{*)}. Diese Vorspannung war offensichtlich zu gering, um wirksam sein zu können.

Ließ man jedoch eine Kraft von 20 kN konzentriert in der Höhe des Bohrlochs auf den Probenrand angreifen, was einer Vorspannung von ca. 20 MPa oder etwa 27% der Materialzugfestigkeit entsprach, bildeten sich fast nur noch Risse in Kraftangriffsrichtung (siehe Abb. 21 a).

Durch die seitlichen Druckspannungen werden im Bereich der Bohrlochwandung, der der Kraftangriffsrichtung zugewandt ist, tangentielle Zugspannungen induziert, die dort das Rißwachstum begünstigen.

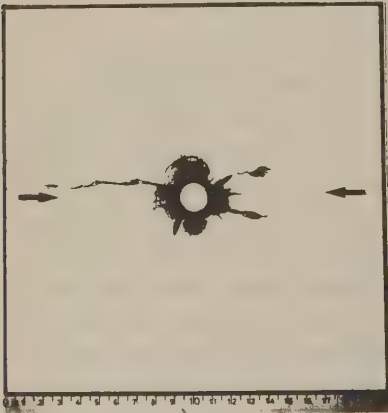


Abb. 21 a :

Massive Platte unter starker Vorspannung, sonst wie Abb. 19

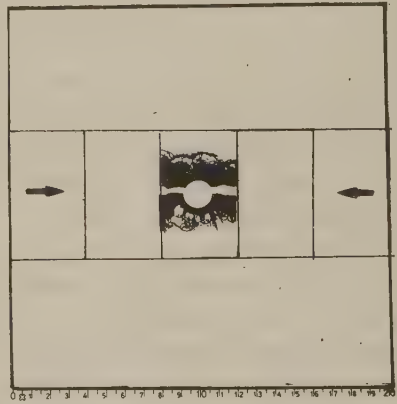


Abb. 21 b :

Siebenfach geteilte Platte unter starker Vorspannung, sonst wie Abb. 19

Dieses Phänomen blieb, wenn auch in abgeschwächter Form, nach dem Einfügen von Trennflächen senkrecht zur Kraftangriffsrichtung erhalten (siehe Abb. 21 b).

^{*)} Das verwandte Plexiglas hatte nach Herstellerangaben eine Zugfestigkeit von ca. 75 MPa.

Die Risse konnten sich jedoch auch in diesem Fall nicht über die im Abstand von 20 mm von der Bohrlochmitte entfernten Trennflächen fortpflanzen. Der kritische Abstand d_k wurde in diesem Fall also weniger als $1/3$ vergrößert.

Ferner wurde untersucht, ob sich auch durch die Überlagerung zweier Wellenfronten, wie sie beim gleichzeitigen Zünden zweier benachbarter Ladungen auftreten, eine Vergrößerung des kritischen Abstands d_k erreicht werden kann.

Die massiven Platten zeigten nach der Sprengung ein Rißsystem, das bevorzugt in Richtung der Verbindungsgeraden zwischen den Bohrlöchern orientiert war. Dieser bekannte Effekt ("Vorspalten") wird zur Schaffung ebener Abrißflächen bei Sprengungen in der Praxis ausgenutzt (siehe Abb. 22 a).

An Hand der wenigen anders orientierten Risse, die von Bohrloch zu Bohrloch verschieden lang waren, zeigte sich, daß die Ladungen trotz Parallelschaltung der Zünder nicht gleichzeitig gezündet hatten. Zwei parallel zur Verbindungsgeraden im Abstand von zwei Bohrlochdurchmessern eingefügte Trennflächen beeinflussten das Rißbild kaum. Eine Trennfläche senkrecht dazu im selben Abstand jedoch verhinderte die Bildung eines durchgehenden Risses von Bohrloch zu Bohrloch, da der kritische Abstand d_k überschritten wurde. Auch trafen sich die von den Bohrlöchern auf die Trennfläche zulaufenden Risse nicht. Die Risse verliefen eher vermehrt in Richtung der anderen im oberen Fall unwirksamen Trennflächen (siehe Abb. 22 b). Dies folgt aus der Überlagerung der beiden Wellenfronten. Unterteilte man die Platte noch weiter (Kluftkörpergröße $4 \cdot 4 \text{ cm}^2$), so daß sich Klüfte im Abstand von ca. 2 cm vom Bohrloch befanden, blieb die Zertrümmerung auf die Kluftkörper mit den Bohrungen beschränkt, eine die Bohrlöcher verbindende Rißlinie stellte sich infolge der Querklüfte nicht ein.

Zur Überprüfung der Übertragbarkeit der Versuche in Plexiglas auf natürliches Material wurden einige Sprengversuche in Sandstein- und Schiefertong-Platten durchgeführt. Der zur Zerstörung der massiven Steinplatten nötige erhöhte Sprengstoffaufwand (0,6 g statt 0,175 g PETN) folgt vornehmlich aus der doppelten



Abb. 22 a :

Massive Platte, zwei Bohr-
löcher nach gleichzeitiger
Zündung, sonst wie Abb. 19 a



Abb. 22 b :

Sechsfach geteilte Platte mit
zwei Bohrlöchern, sonst wie
Abb. 22 a

Stärke der Steinplatten (30 statt 15 mm), zusätzlich auch aus der höheren Materialfestigkeit.

Die erhaltenen Rißmuster bei den Versuchen in Gestein ähnelten weitgehend denen in Plexiglas. Da die Richtung der geringsten Zugfestigkeit des Materials parallel zur Oberfläche der Platten lag, bildeten sich wesentlich größere Krater um das Bohrloch. Zudem traten noch häufig außenkanten-parallele Brüche auf, die auf teilweises Versagen der "Wellenfallen" zurückzuführen sind. Dies ist versuchstechnisch bedingt: Bei den Versuchen in Plexiglas konnten alle Kanten glatt gefräst werden, die Rauigkeit war entsprechend gering. Die Gesteinsplatten konnten wegen Fehlen einer großen Gesteinsschleifmaschine nicht an ihren Langseiten, die massiven Platten überhaupt nicht plangeschliffen werden. Die Rauigkeit der Plattenkanten war insgesamt größer. Außerdem mußte als Ladung 0,6 g PETN gewählt werden, obwohl diese Ladung etwas zu stark war, da der nächstkleinere handelsübliche Zünder mit 0,375 g PETN sich als zu schwach erwiesen hatte.

Auch beim Einfügen von Trennflächen blieb die Ähnlichkeit zwischen Plexiglas- und Gesteinsversuchen erhalten. Erst bei einem Abstand Bohrlochwandung zur Trennfläche kleiner als ein Bohrloch-

durchmesser überwand die Risse die gefetteten Trennflächen. Die freigesetzte Energie war in diesen Fällen so groß, daß der Zentralteil mit der Bohrung völlig zerstört wurde und beim Sandstein sogar noch die weiter entfernten Kluftkörper beschädigt wurden. Die Zerstörung der Zentralteile wurde vermutlich hauptsächlich durch intern reflektierte Wellen sowie auch durch oberflächenparallele Brüche herbeigeführt.

Insgesamt sind die Ergebnisse in Plexiglas und Gestein aber so ähnlich, daß eine qualitative Übertragbarkeit gewährleistet ist.

5.2.2.2. Risse in der Vorgabe und Werfen der Vorgabe

Die massiven Platten zeigten nach der Sprengung mit 0,25 g PETN in einem Loch von 1 cm ϕ neben den Rissen, wie sie auch bei der Platte mit zentraler Bohrung auftraten, vermehrt Risse in der Vorgabe, die einen V-förmigen Krater bildeten. Die Risse in der Vorgabe zeigten z.T. auffällige Richtungswechsel zur freien Oberfläche hin. Andere Risse setzten ab und verliefen unter spitzen Winkel weiter (siehe Abb. 23 a). Die Richtungswechsel der Risse erfolgte unter dem Einfluß der an der freien Oberfläche reflektierten und dann erneut die Rißspitze erreichenden Wellenfront.

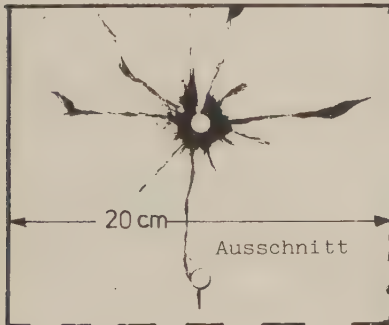


Abb. 23 a :

Massive Platte, Bohrung 1 cm ϕ , freie Oberfläche = obere Plattenkante, Ladung: 0,25 g PETN

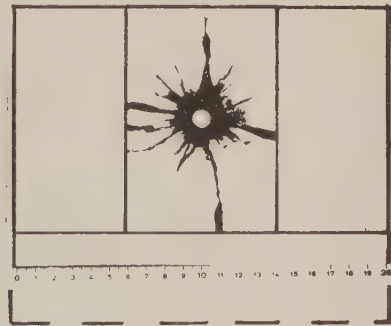


Abb. 23 b :

Dreifach geteilte Vorgabe, sonst wie Abb. 23 a

Nach Einfügen einer Trennfläche parallel zur freien Oberfläche hinter dem Bohrloch in einem Abstand, der der Vorgabe entsprach änderte sich das Rißmuster wenig.

Wurde jedoch eine Trennfläche in der Mitte zwischen Bohrloch und freier Oberfläche eingefügt, war die Kraterbildung stark behindert. Der Energieverlust in der Wellenfront der refraktierten p-Welle war so groß, daß sich im äußeren Kluftkörper keine Risse mehr bilden konnten. Die reflektierten Wellen führten in diesem Fall zu einer deutlichen Verlängerung der von der freien Oberfläche weg verlaufenden Risse. Durch das Einfügen einer zweiten parallelen Trennfläche im selben Abstand hinter dem Bohrloch wurden auch die nach hinten verlaufenden Risse am Weiterwachsen gehindert. Bei zweimaliger Unterteilung der Vorgabe (nächste Trennfläche vor und hinter dem Bohrloch in 12 mm Entfernung) wurde der Körper mit der Bohrung sehr stark zerstört. Auch der nach vorn nächstliegende Körper zerbrach in zwei Teile. Da der kritische Abstand d_k unterschritten wurde, konnte sich ein Riß jenseits der Trennfläche bilden. Die darauffolgende zweite Trennfläche konnte aber von dem Riß nicht mehr überwunden werden. Ferner zeigten sich Risse infolge der reflektierten Wellen an der internen Trennfläche.

Eine zweite weitständige Trennflächenschar normal zur freien Oberfläche (Abstand zum Bohrloch vier Bohrlochdurchmesser) bewirkte eine Vermehrung von Rissen zu diesen Trennflächen hin. In die Vorgabe hinein verlief nur ein längerer Riß (siehe Abb. 23 b). Ursache hierfür war die teilweise Reflexion der Welle an der nächstgelegenen Trennfläche. Die reflektierte Wellenfront begünstigte beim Zurücklaufen das Wachstum der Risse zur inneren Trennfläche hin. Der Ausbruchskrater wurde seitlich durch die vorgegebenen Trennflächen begrenzt, was speziell bei dieser geometrischen Anordnung jedoch keine Verminderung des Ausbruchvolumens im Vergleich zur massiven Platte zur Folge hatte.

Als Nächstes wurde die Vorgabe engständig zweiseitig mit orthogonalen Trennflächen durchzogen. Die Kluftkörper maßen ca. $4 \cdot 4 \text{ cm}^2$, der Abstand Bohrloch zur Trennfläche betrug 20 mm, war also größer als d_k . Die Risse blieben auf den Kluftkörper mit der Bohrung beschränkt. Die übrigen Kluftkörper wurden aus dem Verband gelöst, eine weitere Zerkleinerung fand aber nicht statt.

In einem weiteren Schritt wurden Platten mit einer Trennflächenschar, die parallel zur Plattendiagonalen mit einem Abstand der

Material auf minimal 15% der im ungeklüfteten Material möglichen Rißlängen, (auf den Prototyp umgerechnet ca. 1 m).

Auch ganz oder teilweise verheilte Klüfte schwächen die Wellenfront beim Übergang stark.

In Anbetracht der verringerten Rißlängen im geklüfteten Gebirge muß zur Verbesserung der Zerkleinerung ein engeres Bohrraster gewählt werden als im wenig geklüfteten Gebirge. Liegen die Bohrlöcher in der Nähe von offenen Klüften oder werden sie von Klüften durchschnitten, ist der Zerkleinerungseffekt der Welle nicht mehr in vollem Umfang gegeben. Dies folgt aus dem Fehlen von tangentialen Zugspannungen im Bereich der Trennflächen, was wiederum die Rißbildung verhindert oder reduziert. Zur Erhaltung der Zerkleinerungswirkung der Welle sollten die Bohrlöcher so wenig Klüfte wie möglich schneiden. Dies ist bei Übertage-Sprengungen im orthogonal geklüfteten Gebirge dann gegeben, wenn die Bohrlöcher parallel zu einer oder besser zwei durchgehenden Kluftscharen gebohrt werden. Bei Untertage-Sprengungen sollten die Bohrlöcher senkrecht zu einer und parallel zu einer anderen Trennflächenschar gebohrt werden. Bohrlöcher in stark zerrütteten Zonen oder in unmittelbarer Nähe weit geöffneter Klüfte sind wenig wirksam. Dies trifft neben der Wellenwirkung auch für die Gaswirkung zu (siehe unten).

In-situ-Spannungen beeinflussen das Bruchbild stark. Die Risse breiten sich vornehmlich in Richtung der angelegten Druckspannung (in der Natur entsprechend der größten Hauptnormalspannung) aus. Dieser aus der Literatur bekannte Effekt konnte, solange die Vorspannungen nicht zu klein waren, auch in den Versuchen eindeutig bestätigt werden. Eine Rißfortpflanzung über vorhandene Trennflächen, die nur wenig weiter als der kritische Abstand bei Versuchen ohne Vorspannung entfernt waren, konnte auch bei einer Vorspannung, die etwa $1/4$ der Materialzugfestigkeit betrug, nicht erreicht werden.

Praktische Folgen können sich vor allem bei untertägigen Sprengungen ergeben. So ist in Fällen, bei denen z.B. die Vertikalspannungen größer als die Horizontalspannungen sind, mit vermehrten Rissen in vertikaler Richtung zu rechnen, was zu Mehr-

ausbrüchen im Sohl- und Firstbereich führen kann. Dieser unerwünschte Mehrausbruch kann durch ein Vorspalten in den kritischen Bereichen vermieden werden. Beim Vorspalten jedoch wird die Ausbreitung der Risse von Bohrloch zu Bohrloch durch Klüfte, die die gewünschte Rißlinie schneiden, ebenfalls gestört. Sobald Trennflächen in einem Abstand größer als der kritische Abstand vorliegen, bilden sich um jedes Bohrloch eigenständige Rißsysteme. Dieser Effekt wird durch geringfügige Zeitunterschiede, die auch bei simultaner Zündung der Ladungen üblich sind, weiter verstärkt. Zum Vorspalten muß daher im engklüftigen Gebirge der Bohrlochabstand wesentlich kleiner gewählt werden als im weitständig geklüfteten Gebirge.

5.2.3.2. Ausbruchskrater

Aus oben Gesagtem folgt auch, daß sich bei alleiniger Berücksichtigung der Wellenwirkung die größten Ausbruchskrater bei Sprengungen mit völlig ungeklüfteter Vorgabe einstellen sollten. Dies konnte auch experimentiell bestätigt werden. Eine sehr weitständige Klüftung (Kluftabstand größer als die Vorgabe) wirkt sich nicht negativ auf die Kraterbildung aus; sie kann sogar durch Reflexionen an der hinteren Kluft eine stärkere Zerkleinerung in der Vorgabe bewirken. Klüfte, die ungefähr parallel zur freien Oberfläche die Vorgabe durchtrennen, behindern die Kraterbildung und die Zerkleinerung des Materials stark, da die Rißbildung in den äußeren Kluftkörpern eingeschränkt ist. Etwa normal zur freien Oberfläche verlaufende Klüfte bewirken einen Krater, der seitlich von Klüften begrenzt wird, wie dies auch GNIRK und PFLEIDER (1968) beschrieben. Dies kann bei großen Kluftabständen relativ günstig sein, da dann das Kratervolumen nur wenig reduziert wird, bei Kluftabständen, die etwa in der Größe des kritischen Abstands liegen, aber sehr ungünstig sein. In diesen Fällen bildet sich ein schmaler und relativ tiefer Trichter.

Bei Trennflächen, die schräg zur freien Oberfläche stehen, kommt es zur Ausbildung von asymmetrischen Kratern. Falls die

Kluftabstände nur wenig größer als der kritische Wert sind, ist der Ausbruchskrater zusätzlich sehr schmal. Bei den Modellversuchen war zudem die Zerkleinerung in diesem Fall sehr gering. Bei ungünstiger Orientierung der Trennflächen oder bei starker Klüftung muß zur Vergrößerung des Ausbruchskraters das Bohrraster entsprechend verkleinert werden.

5.3. Versuche an ebenen Modellen zur Wirkung der bei einer Sprengung entstehenden Gase im klüftigen Gebirge

5.3.1.1. Ziel und Vorgehen

Nachdem in Kapitel 5.2. die Wirkung der Welle im klüftigen Gebirge an Modellen untersucht wurde, sollte nun in weiteren Versuchen die Wirkung des Gases im klüftigen Gebirge festgestellt werden. Dabei sollte ausschließlich der Gasdruck wirksam sein, die Wirkung der Welle wurde als zeitlich bereits abgeschlossen angesehen. Mit Hilfe dieser Versuche sollte festgestellt werden, wie bei einer Sprengung Ausbruchsvorgang und -mechanismus allein infolge der Gaswirkung von Kluftabstand, Kluftanstellwinkel, Zustand der Klüfte und Verzahnung abhängen.

Das Gebirge wurde aus 32 bis 200 quadratischen Plexiglaskörpern der Größe $2.2 \cdot 1,5$ bzw. $4.4 \cdot 1,5 \text{ cm}^3$ nachgebildet, wobei der Versuchsaufbau einen normal zum Bohrloch verlaufenden Schnitt durch das Gebirge darstellte (übertägige Sprengung).

Diese "Gebirgsscheibe" von 1,5 cm Dicke wurde in einen Versuchsrahmen eingebaut, der das Modell bis auf die Modellvorderkante allseitig umschloß, dem Modellgebirge jedoch eine Bewegung in Richtung der als freie Oberfläche gedachten Vorderkante ermöglichte (siehe Abb. 25). Die Kluftkörper, durch die die Bohrung verlief, wurden als bereits durch die Welle zerstört angenommen und durch entsprechende Bruchstücke ersetzt. Der Bohrohohlraum wurde plötzlich unter "Gas"-Druck gesetzt. Abb. 25 zeigt den prinzipiellen Versuchsaufbau mit der Speichereinrichtung für das Modell-"Sprenggas". Dieses wurde durch Getriebeöl

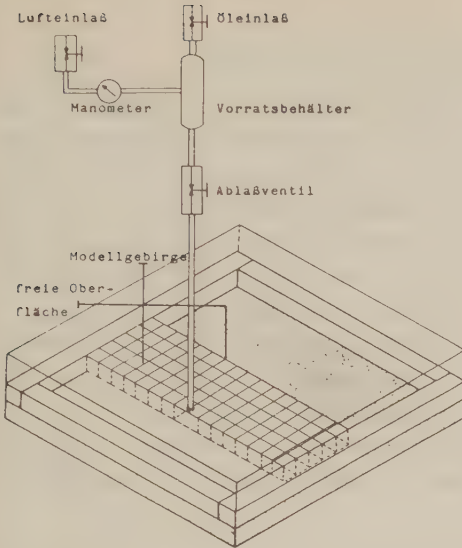


Abb. 25 : Versuchsaufbau

(SAE 90) simuliert, das unter einem Luftdruck von 0,25 MPa stand. Das "Gas" konnte aus dem Reservoir bis zum Druckausgleich mit der Umgebung über die Risse in der Bohrwandung, also die Kluftspalten, zur freien Oberfläche hin abströmen, wobei Modellkörper aus ihrer Ausgangslage verschoben wurden.

Ein Abströmen des "Gases" über die sehr enge und durch Vorspannung verringerte Fuge zwischen Modell und Deckplatte des Modells sowie zwischen Modell und Grundplatte fand bedingt durch die Zähigkeit des Öls nur in sehr geringem Umfang statt. Im Modellgebirge konnten Verzahnungen des Gefüges und verschiedene Anstellwinkel der Kluftscharen nachvollzogen werden. Mit Hilfe eines schwachen Seitendrucks auf das Modell konnte auf den nicht parallel zur freien Oberfläche verlaufenden Klüften eine erhöhte Reibung simuliert werden.

5.3.1.2. Versuchsdurchführung und -aufzeichnung

Eine vorgegebene Menge Öl wurde in den Vorratsbehälter bei geschlossenem Ablassventil eingefüllt. Danach wurde Druckluft in den Behälter gepreßt, bis sich der geforderte Druck einstellte. Beim Öffnen des Ablassventils wurde das Öl in die zerstörten Kluftkörper (über das Bohrloch) gedrückt, die dadurch plötzlich unter vollem "Gasdruck" standen. Als Folge davon wurden die Modellkörper zur freien Oberfläche hin gedrückt. Die Lage der Modellkörper nach dem Versuch wurde registriert und auf eine aufgelegte Folie übertragen. Einige Versuche konnten auf einem Super-8-Film in Zeitlupe festgehalten werden. Durch diese Arten der Aufzeichnung war es möglich, die Bruchmechanismen des Modellgebirges und den Erfolg der Sprengung zu bestimmen.

Der Kluftanstellwinkel konnte 0° , 30° , 45° , 60° und 90° betragen. Die Verzahnung des Gebirges war entweder "0" oder $1/2$ Kluftkörper. Die Vorgabe betrug 4 oder 8 Kluftkörper.

Zusätzlich wurden noch Versuche mit Kluftkörpern der Größe $4 \cdot 4 \cdot 1,5 \text{ cm}^3$ durchgeführt.

Insgesamt standen ca. 80 auswertbare Ergebnisse zur Verfügung.

5.3.1.3. Zur Übertragbarkeit Modell/Natur

Als Prototyp wurde eine "durchschnittliche" Übertage-Sprengung, wie sie auch schon in den Modellversuchen Kapitel 5.2. verwandt wurde, mit einer Vorgabe von 4 m und einem Bohrlochdurchmesser von 0,13 m gewählt. Danach betrug der geometrische Modellmaßstab bei den Versuchen mit 16 cm Vorgabe 1:25. Das Gasvolumen und die Drücke wurden dem Prototyp soweit wie möglich angeglichen (s.u.). In einer Versuchsserie mit variablen Drücken von 0,15 bis 0,55 MPa konnte gezeigt werden, daß die beobachteten Bruchmechanismen nur sehr wenig vom Druck beeinflusst wurden. Im Gegensatz dazu änderten sich jedoch die Ablaufgeschwindigkeit des Versuchs und der Auflockerungsgrad der Vorgabe sehr stark. Beides nahm mit steigendem Druck zu.

Könnte im Modell ebenfalls die gesamte Gasmenge von 287 cm^3 im Bohrloch wirken, stellte sich hier ein theoretischer Druck von etwa $1,37 \text{ GPa}$ ein (ebenfalls adiabatischer Ansatz).

Wie durch diese Betrachtungen nachgewiesen werden konnte, kam das einfache Modell im Hinblick auf die mögliche Expansion des Gases und den theoretischen Ausgangsdruck dem Prototyp nahe. In der Reaktionsgeschwindigkeit war das Modell wesentlich langsamer. Dies war aber beabsichtigt, um eine Verfolgung der Verformung und der Auflockerung des Modells möglich zu machen. Das Modell war zweidimensional und idealisierte zusätzlich den Gebirgsaufbau stark. Der Gasdruck und die Gasexpansion konnten fast vollständig, die Reaktionsgeschwindigkeit nur unvollständig simuliert werden. Deshalb sind die Ergebnisse quantitativ nicht ohne Einschränkungen auf die Natur übertragbar, wohl aber die grundsätzlichen Beobachtungen.

5.3.2. Ergebnisse und ihre Deutung

5.3.2.1. Typische Bruchmechanismen bei gegebenem Gefüge

Ein Modellgebirge mit einem Anstellwinkel der durchgehenden Klüfte (1. Kluftchar) von 0° im Bezug auf die Modellvorderkante stellte den Ausgangspunkt der Untersuchungen dar.

War die Reibung auf den normal zur freien Oberfläche verlaufenden Klüften (2. Kluftchar) sehr gering, wurden nur die Kluftkörper, die genau vor dem Sprengloch (in Richtung freie Oberfläche gesehen) lagen, aus der Vorgabe herausgepreßt (Dieser Bruchmechanismus wird weiter unten als Typ II näher erläutert.) Im realistischen Fall einer schwachen Verzahnung der Klüfte oder Reibung auf den Trennflächen der 2. Kluftchar wurde die Vorgabe als Ganzes aufgewölbt (siehe Abb. 26a). Nach Ausbildung von randlichen Gelenkzonen, wobei es auch zu leichten Scherbewegungen kam, erfolgte die "Durchbiegung" der Vorgabe, bis sich in ihr Zugrisse bildeten, die von außen nach innen verliefen, da

vorne in der Vorgabe die größten Zug-Dehnungen auftraten. Dabei kam es zu einer starken Auflockerung der gesamten Vorgabe. Eine Erhöhung der Steifigkeit der Vorgabe in Richtung freier Oberfläche durch eine Verzahnung der 2. Kluftschar verringerte die maximale Durchbiegung, veränderte aber nicht den Bruchmechanismus. Die Vorgabe war jetzt so steif, daß sich die Verschiebungen auf zwei randliche Scherzonen, die als Gelenke fungierten, und eine auf die Mitte beschränkte Durchbiegung reduzierte. Dadurch wurde auch die Auflockerung verringert. Eine Erniedrigung der Steifigkeit bewirkte eine größere Durchbiegung und eine erhöhte Auflockerung (Ergebnis aus den Versuchen mit verringerter Vorgabe). Dieser Bruchmechanismus wird Typ I genannt. Mechanisch ist dieses Verhalten ähnlich einem Balken auf zwei Stützen, der in der Mitte belastet wird. Jedoch sind die Art der Auflagerung im Modell nicht klar definiert, d.h. das Modell wurde randlich weder voll eingespannt noch frei aufgelagert, es handelt sich vielmehr um eine Mischung zwischen diesen beiden Möglichkeiten.

Vergrößerte man den Anstellwinkel der durchgehenden 1. Kluftschar soweit, daß sie gerade nicht mehr die freie Oberfläche innerhalb des Modells erreichte (Winkel ca. 30°), änderte sich das Bruchbild. In Fällen mit geringen Seitendrücken und/oder ohne Verzahnung auf der zweiten (steiler stehenden) Kluftschar bildete sich zumeist ein sehr kleiner Ausbruchskrater, der durch zwei parallel verlaufende Klüfte der zweiten Schar begrenzt war und häufig nur die Kluftkörper direkt vor dem Bohrloch umfaßte. Die restliche Vorgabe wurde praktisch nicht aufgelockert. Mechanisch gesehen handelt es sich um einen Scherbruch auf parallel verlaufenden Scherbahnen.

Dieser Bruchtyp wird Typ II genannt (siehe Abb. 26b).

War die steilere Kluftschar verzahnt, konnte sich kein einfacher Bruch nach Typ II bilden. Die Auflockerung der Vorgabe begann dann auf der durchgehenden flacheren Kluftschar als Scherbewegung, was ein leichtes Aufreißen der steilen, verzahnten Kluftschar bewirkte. Das "Sprenggas" konnte nun in diese zweite Bruch-

bahn eindringen. Der Ausbruchskörper wurde dann unter leichter Rotation aus der Vorgabe herausgedrückt. Wie aus Abb. 26c ersichtlich, reichte schon eine geringe Öl/Luftmenge aus, um die Scherbewegung auszulösen, der größere Teil des Gasvolumens führte zur Schaffung der zweiten Bruchbahn. Im Bereich der ehemals verzahnten Bruchbahn traten infolge der Rotation Zugspannungen auf, die den Bruchkörper und z.T. die Vorgabe stark auflockerten. Im Bereich der Scherfläche wurde der Bruchkörper fast nicht aufgelockert.

Dieser Mischtyp wird Typ III genannt.

Im folgenden wurde der Anstellwinkel der durchgehenden Kluftschar so gewählt, daß beide Kluftscharen die freie Oberfläche erreichten (Winkel ca. 45°).

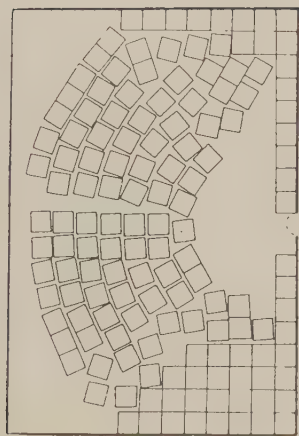
Waren beide Kluftscharen nicht verzahnt, kam es zu einer Auflockerung der Vorgabe, die überwiegend auf Scherbewegungen basierte (siehe Abb. 26d).

Dieser Bruchtyp wird Typ IV genannt.

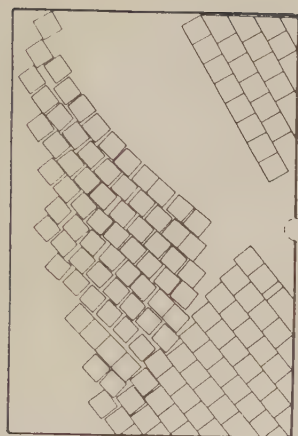
Der Bruch begann als Scherbewegung auf einer der beiden randlichen potentiellen Bruchflächen. Danach wurde der Bruchkörper weitgehend als Ganzes herausgeschoben. Die Vorgabe blieb außerhalb des Bruchkörpers unverändert, der Bruchkörper selbst wurde stark aufgelockert. Eine Verzahnung der zweiten Kluftschar führte zu einem Bruchverhalten nach Typ III. Wurde der Anstellwinkel der durchgehenden Kluftschar weiter erhöht (Winkel größer als 60°), stellte sich zumeist ein Bruchmechanismus nach Typ II ein. Der zeitliche Ablauf der Versuche ist aus den Abb. 38 a - d in Anhang 9.7. ersichtlich.

5.3.2.2. Zusammenfassung, praktische Konsequenzen

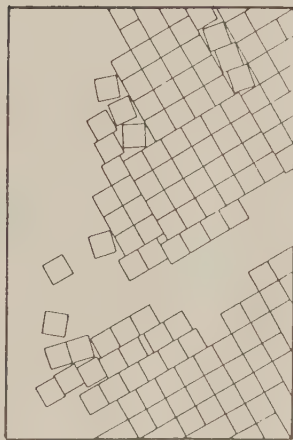
Faßt man die Verzahnung auf der zweiten Kluftschar und die Wirkung des Seitendrucks in Form eines effektiven Reibungswinkels zusammen, so läßt sich sehr stark vereinfacht das Auftreten der verschiedenen Bruchtypen in Abhängigkeit vom Anstellwinkel der durchgehenden ersten Kluftschar darstellen (siehe Abb. 27).



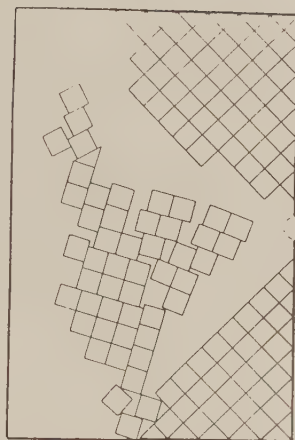
a) Bruchtyp I



c) Bruchtyp III

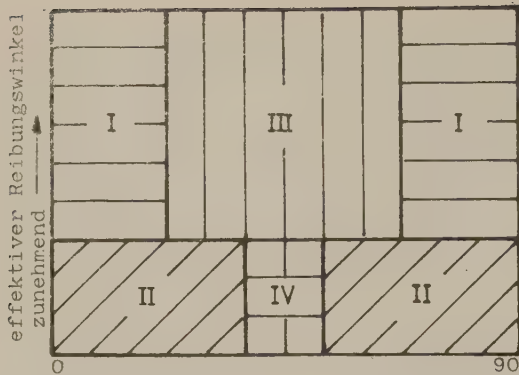


b) Bruchtyp II



d) Bruchtyp IV

Abb. 26 : Typische Bruchmuster bei vorgegebener Kluftorientierung
bei den Versuchen zur Wirkung der Sprenggase



Winkel zwischen durchgehender
Kluftschar und freier Oberfläche
in Grad

I bis IV = unterschiedliche Bruchtypen,
siehe Abb. 26.

Abb. 27 : Auftretendes Bruchmuster bei gegebenem Anstellwinkel und Kluftzustand

Dabei stellt Bruchtyp I den günstigsten untersuchten Fall dar. Zwar ist die Größe des Ausbruchskörpers stark von den Abmessungen der Kluftkörper, den Verzahnungen der Klüfte usw. abhängig, aber dennoch stellt sich in diesem Fall relativ zu den übrigen Bruchtypen betrachtet stets der größte Bruchkörper ein. Auch im Hinblick auf eine Sprengung mit mehreren Bohrlöchern kann bei diesem Bruchtyp von einer guten Verbindung von Bohrloch zu Bohrloch ausgegangen werden.

Bruchtyp III ist über den weitesten Bereich von Anstellwinkeln möglich und wenig von der vorhandenen Kluftkörpergröße und der Vorgabe abhängig. Er kann deshalb als der Normalfall im geklüfteten Gebirge angesehen werden und stellt vom Ausbruchsvolumen und dem Grad der Auflockerung der Vorgabe her gesehen den zweitgünstigsten Fall dar. Ungünstiger als Bruchtyp I ist Typ III lediglich in Hinblick auf die Verbindung von Bohrloch zu Bohrloch bei Reihensprengungen. Der Abstand der Bohrlöcher müßte im

Vergleich zu Typ I eventuell verringert werden, um eine ebene neue Böschungsfläche zu erhalten.

Bruchtyp IV ist nur zu erwarten, wenn beide potentielle Bruchflächen die freie Oberfläche erreichen und nicht verzahnt sind. Die Auflockerung der Vorgabe als Ganzes gesehen ist gering, der Ausbruchskörper ist ähnlich groß wie bei Bruchtyp III. Die Verbindung von Bohrloch zu Bohrloch ist stark eingeschränkt.

Schon kleine Verzahnungen auf einer der Bruchbahnen, wie sie z.B. beim Vorhandensein vieler kleiner Kluftkörper in der Vorgabe oder aber einer vergrößerten Vorgabe zu erwarten sind, bedingen eine Umwandlung von Bruchtyp IV in den günstigeren Typ III. Bruchtyp II stellt den ungünstigsten Fall dar, da neben einer fast nicht aufgelockerten Vorgabe und einem kleinen Ausbruchskörper auch die Verbindung von Bohrloch zu Bohrloch nicht gewährleistet ist.

Aus diesen Beobachtungen folgen als erste praktische Konsequenzen:

Falls es die örtlichen Gegebenheiten zulassen, sollten bei übertägigen Sprengungen die Sprenglöcher parallel zu einer vorhandenen durchgängigen Hauptkluftchar gebohrt werden, um über Bruchtyp I eine gute Wirkung der Sprenggase zu erhalten. Bei Untertage-Sprengungen ist aus den gleichen Gründen eine Bohrrichtung senkrecht zu einer Haupttrennflächenschar anzustreben. In den Fällen übertage, wo entweder zwei durchgängige Trennflächenscharen etwa eine Streichwinkeldifferenz von 45° mit der Böschungsfläche bilden oder die Streichwinkeldifferenz zwischen einer durchgängigen Trennflächenschar und der Böschungsfläche etwa 90° ist, eine andere Orientierung aber nicht möglich ist, sollte eine möglichst große Vorgabe bei einem verminderten Seitenabstand der Bohrlöcher gewählt werden.

Bei Untertage-Sprengungen sind die Situationen am ungünstigsten, wo zwischen durchgängiger Trennfläche und Bohrrichtung ein räumlicher Verschneidungswinkel von ca. 45° vorliegt. In diesen Fällen ist die Rißverbindung von Bohrloch zu Bohrloch gestört, so daß der Seitenabstand der Bohrlöcher verringert werden muß.

6. Geländestudien

6.1. Ziel und Vorgehen

An Hand von Aufnahmen und Auswertungen von Produktionssprengungen in unterschiedlichen Steinbrüchen sollte der Einfluß des geologischen Gefüges auf das Sprengergebnis nachgewiesen und nach Möglichkeit auch quantifiziert werden.

Als Grundlage dienten die Berechnungen (Kapitel 4.) und die Modellversuche (Kapitel 5.). Im Unterschied zu diesen sind jedoch in den untersuchten Sprengungen stets Welle und Gas wirksam, so daß hier am Sprengergebnis oft nicht eindeutig zwischen Wellen- und Gaswirkung unterschieden werden konnte.

6.1.1. Auswahl der Steinbrüche

Eine erste Vorauswahl von aktiven Steinbrüchen im Umkreis von ca. 50 km von Bochum wurde nach einer Karte der Rohstoffvorkommen in NRW durchgeführt. Danach wurden die Steinbrüche aufgesucht und nach Häufigkeit der Sprengarbeiten, Gesteins- und Lagerungsverhältnisse eingeteilt.

Aufgrund der Geologie des nördlichen Rheinischen Schiefergebirges gibt es fast nur aktive Steinbrüche in kalkreichen (z.B. Massenkalk) und quarzreichen (z.B. Sandstein) Sedimentgesteinen. Ton-schiefer- oder Tonsteinbrüche, in denen gesprengt wird, sind äußerst selten, da der Schiefer meist als "Zierstein" Verwendung findet und sich die Ziegelherstellung aus Tonstein finanziell wenig lohnt.

Sprengungen in Ergußgestein (Basalt) konnten im Westerwald aufgenommen werden.

Damit wurden ca. 94% aller Gesteinsarten erfaßt, die in Steinbrüchen der Bundesrepublik Deutschland gewonnen werden (siehe Abb. 28).

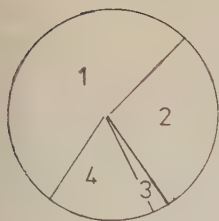


Abb. 27 : Anteile der verschiedenen Gesteinsarten bei den Steinbrüchen der Bundesrepublik Deutschland (nach STEINBRUCHSBERUFSGENOSSENSCHAFT, 1982)

Folgende Steinbrüche wurden ausgewählt (siehe Tab. VI):

Ort	Betreiber	MTB	Rechts-/Hochwert	Stratigraphie	Gesteinstyp
1 Wülfrath-Rohdenhaus	RKW	4608	2571100/5685200	Adorf o. Devon	Kalkstein
2 Wuppertal-Dornap	RKW	4708	2573950/5680300	o.M. Devon	Kalkstein
3 Hemer-Oese	BAG	4512	3415875/5697500	U. Karbon	Plattenkalk
4 Hagen-Ambrock	Küster	4611	3396000/5688450	Eifel M. Devon	Grauwacke
5 Hagen-Hohenlimburg	HKW	4611	3401400/5691800	Givet o.M. Devon	Kalkstein
6 Gummersbach-Becke	BAG	4911	3400700/5657500	u.M. Devon	Sandstein
7.1 Kranstein	BAG	5413	3426800/5599700	Neogen	Basalt
7.2 Beilstein	BAG	5313	3446100/5607700	Neogen	Basalt
7.3 Uhrmacher	Uhrmacher	5313	3421600/5609000	Neogen	Basalt
7.4 Stöffel	BAG	5313	3421700/5609800	Neogen	Basalt
7.5 Dornburg-Wilsenroth	BAG	5414	3431500/5599100	Neogen	Basalt
7.6 Dornburg-Dorndorf	BAG	5414	3429000/5598100	Neogen	Basalt
7.7 Schwarzlay	BAG	5613	3422500/5581500	Neogen	Basalt

Tabelle VI : Liste der Steinbrüche, in denen Untersuchungen vorgenommen wurden

Zur geologischen Beschreibung wurden neben einer groben Feldansprache Dünnschliffe und Röntgenaufnahmen von typischen Gesteinsproben aus den Steinbrüchen angefertigt. Die Gesteinsbeschreibungen finden sich im Anhang 9.4..

6.1.2. Auswahl und Ermittlung spezieller Kenndaten

Zur Abschätzung des Einflusses der Geologie auf die Sprengbarkeit von Gesteinen im Gelände mußten möglichst einfach bestimmbare Kennwerte gesucht werden, die es erlaubten, die Sprengung, ihren Erfolg, die geologische Situation und das Gestein hinreichend genau zu beschreiben. Hierbei wurde zwischen Kennwerten unterschieden, die

- a) die spreng- und bohrtechnischen Gegebenheiten (z.B. Sprengstoffart und -menge, Aufbau der Ladesäule, Zündfolge, Bohrraster, Bohrlochdurchmesser, -länge, Bohrrichtung)
- b) die geologische Situation (z.B. die Raumlage der Schichten in Bezug auf die Böschungsebene, Kluftabstände, Zustand der Klüfte)
- c) die Gesteinseigenschaften (z.B. die Material (-zug) festigkeit, Mikroklüftigkeit, Porosität, richtungsabhängige Eigenschaften)
- d) den Erfolg der Sprengung, d.h. die Wirksamkeit von Wellen- und Gaswirkung, in Form von Auflockerung und Zerkleinerung beschreiben.

Die Auswahl dieser möglichen Einflußgrößen wurde an Hand der in den vorgehenden Kapiteln beschriebenen Erkenntnisse und durch Literaturstudium (siehe Kapitel 3.) getroffen. Die speziellen Bestimmungsmethoden finden sich in Anhang 9.5..

a) Sprengtechnische Kennwerte

- Aus der verwendeten Sprengstoffart und -menge sowie dem Volumen der zu sprengenden Festmasse wurde die aufgewendete spezifische Energie E_a in MJ/m^3 ermittelt. E_a ist das wichtigste Maß zum Vergleich von Sprengungen untereinander.
- Das Bohrmuster BM zeigt an, ob eine einreihige Sprengung ohne (BM I) oder mit (BM II) Sohllöchern, eine zweireihige mit zusätzlichen Sohllöchern (BM III) oder eine Sprengung nur mit Sohllöchern (BM IV) durchgeführt wurde.

Der Bohrmeteraufwand B berechnet sich aus dem Volumen der

Festmasse/Summe der Bohrmeter. B quantifiziert in etwa den Wert BM, da niedrige B-Werte zumeist bei BM I, mittlere bei BM II und höhere bei BM III auftreten.

Zündfolge und Bohrlochneigung war bei fast allen Sprengungen gleich, so daß keine sinnvolle Unterscheidungen möglich waren.

b) Kennwerte zur geologischen Situation

- Die Streichwinkeldifferenz α' zwischen der zu schaffenden Böschungsfläche (meist Bohrlochebene) und den Hauptanisotropieflächen (meist Schichtung) wird aus der Gefügaufnahme gewonnen.
- Der scheinbare Einfallswinkel β' ist der Einfallswinkel der Hauptanisotropieflächen, bestimmt in einem Schnitt normal zu der Böschungsfläche. Winkel größer 90° zeigen ein Einfallen der Schichten in die Böschung an.
- Daraus leitet sich eine einfache Klassifikation GK der Gefügesituation ab:

β	0 - 45°	45 - 90°	90 - 135°	135 - 180°
α				
0 - 45°	1.1	2.1	-1.1	-2.1
45 - 90°	1.2	2.2	-1.2	-2.2

Die Aufteilung entspricht etwa der von LARES (1934) und WILD (1976) getroffenen Einteilung zur Ermittlung des Strukturfaktors für ihre Ladungsberechnungen (siehe Kapitel 3.4.).

- Die Klüftigkeit des Gebirges wurde über eine Kluftabstandsaufnahme bestimmt. Kennwert hierfür ist KL, dessen rechnerische Bestimmung im Anhang 9.5. erläutert ist.

Im Bereich der Sprengfläche war das Gebirge durch vorherige Sprengungen soweit aufgelockert, daß die Klüfte als vollständig durchtrennt angesehen werden konnten.

c) Felsmechanische Kenngrößen

- Zur Beschreibung der Materialfestigkeit wurde der Punktlastversuch, der ein Maß für die Zugfestigkeit liefert, gewählt, da aus der Literatur (z.B. KUTTER und FAIRHURST, 1971) und den Modellsprengungen die Wichtigkeit der Zugfestigkeit für die Rißausbreitung bekannt ist. Der Punktlastindex I_s (50) in MPa wurde nach BROCH und FRANKLIN (1972) an zubereiteten Handstücken ermit-

telt, wobei die Proben auch auf eine mögliche Festigkeitsanisotropie hin untersucht wurden.

- Zur Abschätzung der Porosität und der (auch richtungsabhängigen) Mikroklüftigkeit des Gesteins wurden Untersuchungen der Schallgeschwindigkeiten der p-Wellen durchgeführt.

d) Kennwerte zur Beschreibung des Erfolgs der Sprengung

- Die Auflockerung D (dimensionslos) ergibt sich als Quotient des Volumens des Haufwerks zum Volumen der zu sprengenden Festmasse.

Kleine Auflockerungen erschweren die Ladearbeiten beim Abtransport des Haufwerks, große Auflockerungen deuten auf große Wurfweiten des Haufwerks hin.

- Die Längenabnahme L_z wird aus dem Verhältnis des Kluftabstands KL zu einer vergleichbaren Blocklänge BL , bestimmt aus der Verteilungskurve der Blöcke, die das Haufwerk bilden, errechnet. Der Gang wird in Anhang 9.5. beschrieben.

L_z stellt ein Maß der geleisteten Zerkleinerung dar. Da es sich bei BL um einen Näherungswert handelt, der aus photographischen Aufnahmen gewonnen wird, sind auch Werte für $L_z < 1$ möglich. Dies ist durch einen beim Näherungsverfahren verschobenen Nullpunkt zu erklären. L_z ist dimensionslos.

Tabelle VII zeigt einen Überblick aller gemessenen Kenndaten der Sprengungen, die in die Auswertung eingeschlossen wurden. Spezielle weitere Beschreibungen zu einzelnen Besonderheiten in den verschiedenen Steinbrüchen finden sich im Anhang 9.4..

6.2. Beobachtungen und Ergebnisse

6.2.1. Allgemeine Beobachtungen

Es werden zuerst Erläuterungen und Geländebeobachtungen zu einzelnen Kennwerten gegeben, die das Verständnis des später in Kapitel 6.2.2. ff folgenden Auswertevorgangs erleichtern.

Ort	BM	GK	MAT	E _a	D	L _z	α'	β'	I _s	v _p	B	KL
1.01 2	-2.1	1	1	0,25	1,56	0,64	40	130	3,8	5,60	21,4	34
1.02 2	-2.1	1	1	0,27	1,20	2,40	2	104	3,8	5,60	19,5	34
1.03 2	2.1	1	1	0,28	1,17	1,40	35	72	4,5	5,50	21,6	15
1.04 2	2.1	1	1	0,29	1,55	1,20	1	50	5,1	5,60	21,8	24
1.05 2	2.1	1	1	0,27	1,70	1,30	24	73	5,4	5,40	19,7	20
1.06 2	2.1	1	1	0,32	1,23	1,80	12	55	5,0	2,60	22,2	21
1.07 2	2.1	1	1	0,28	1,27	1,10	10	75	2,4	5,00	20,7	23
1.08 2	2.1	1	1	0,30	1,35	0,83	7	60	5,0	5,10	23,0	23
1.09 2	2.2	1	1	0,31	2,50	0,77	45	51	4,5	4,90	21,8	16
1.10 2	2.1	1	1	0,29	2,20	-	20	82	3,4	5,60	21,3	19
1.11 2	2.1	1	1	0,28	1,85	1,30	39	84	4,7	5,50	19,7	20
1.12 2	2.1	1	1	0,28	2,48	3,39	10	75	4,2	5,50	22,4	16
2.01 1	2.1	1	1	0,40	1,75	2,50	21	75	3,8	5,00	10,2	36
2.02 1	1.2	1	1	0,40	1,50	1,30	66	22	5,8	5,50	10,2	21
2.03 1	2.1	3	1	0,40	2,24	1,30	5	90	3,3	3,40	10,2	24
2.04 1	1.2	1	1	0,42	1,50	1,10	60	43	5,0	5,20	10,4	17
2.05 1	1.2	1	1	0,43	2,13	0,52	84	18	2,1	5,00	10,2	17
2.06 1	2.1	1	1	0,54	2,20	1,00	15	90	5,8	5,10	7,6	21
2.07 1	2.2	1	1	0,56	3,80	0,95	71	90	5,4	5,40	7,6	20
2.08 1	2.1	3	1	0,43	2,60	2,20	0	80	2,6	4,20	10,2	27
2.09 1	-2.1	1	1	0,42	2,60	0,49	40	107	5,0	5,00	10,2	31
2.10 1	2.1	1	1	0,41	2,75	0,59	25	78	5,2	5,60	10,2	26
2.11 1	2.1	1	1	0,41	3,10	1,30	5	80	4,1	4,80	7,6	22
2.12 1	2.1	2	1	0,54	2,64	1,00	10	90	6,7	5,20	10,4	28
2.13 1	2.1	1	1	0,42	2,60	2,40	20	90	4,8	5,30	7,6	23
2.14 1	-2.2	1	1	0,41	1,70	2,20	68	130	5,0	5,50	10,2	20
2.15 1	2.2	1	1	0,42	2,60	0,53	66	90	4,2	5,40	10,2	19
3.01 3	-2.2	4	1	0,22	1,41	1,25	73	130	9,0	5,00	18,0	34
3.02 3	-1.2	4	1	0,28	1,34	0,32	80	165	21,0	5,20	25,1	28
3.03 1	-1.2	4	1	0,33	1,37	0,59	75	162	12,0	5,40	20,2	30
3.04 3	-1.2	4	1	0,35	1,90	0,56	75	146	13,5	5,70	20,8	35
3.05 4	-1.2	4	1	0,35	1,68	0,91	80	168	13,0	4,70	10,0	40
3.06 3	1.2	4	1	0,36	1,51	0,87	90	0	19,0	5,70	20,7	35
3.07 1	1.2	4	1	0,20	1,42	0,55	81	12	11,5	5,80	37,5	25
3.08 4	1.2	4	1	0,31	1,67	-	85	10	13,0	5,20	23,6	27
3.09 3	1.2	4	1	0,24	1,43	0,80	75	160	12,8	5,30	26,2	18
3.10 3	1.2	4	1	0,26	1,45	0,45	74	10	12,2	4,80	25,9	25
4.01 2	1.2	6	1	0,42	2,04	1,30	52	4	8,4	4,90	11,4	35
4.02 2	1.1	6	1	0,29	1,56	1,06	30	18	9,2	5,70	11,5	33
4.03 3	1.1	5	1	0,40	2,00	0,46	20	18	25,1	5,20	9,9	27
4.04 3	-1.1	5	1	0,37	1,48	0,42	30	164	16,6	5,20	9,8	23
4.05 1	1.1	5	1	0,36	2,88	0,80	21	4	21,1	5,60	11,0	23
4.06 2	1.1	5	1	0,37	1,78	1,07	39	3	16,0	5,90	10,9	32
4.07 2	1.1	6	1	0,45	1,66	1,17	5	10	8,2	5,60	9,2	34
5.01 1	2.1	1	1	0,31	1,80	0,88	21	126	10,0	6,70	13,7	40
5.02 1	2.1	3	1	0,25	2,00	0,71	10	84	4,5	4,78	13,7	42
5.03 1	-2.1	2	1	0,27	2,90	0,57	32	120	5,8	4,19	13,7	31
5.04 1	2.1	3	1	0,30	1,80	0,74	10	75	4,7	5,46	13,7	33
5.05 1	-2.1	1	1	0,33	1,54	0,44	32	135	10,1	6,70	13,7	28
5.06 1	2.2	3	1	0,36	1,76	1,37	77	56	8,3	5,27	13,7	55
5.07 1	2.1	1	1	0,29	2,03	0,73	5	80	7,5	5,32	13,7	32
5.08 1	2.1	2	1	0,29	2,02	0,89	11	68	8,7	3,79	13,7	34
5.09 1	2.1	1	1	0,29	2,27	0,43	7	74	8,7	6,28	13,7	36
5.10 1	1.1	3	3	0,38	2,10	0,42	50	41	4,7	3,33	13,7	31
6.01 2	1.2	5	1	0,29	1,21	0,56	79	6	13,2	5,40	12,8	33
6.02 2	1.2	5	1	0,30	1,20	0,35	68	8	25,9	5,40	11,8	30
6.03 2	1.2	5	1	0,30	1,19	0,72	85	3	27,2	5,20	10,1	23
6.04 2	1.2	5	1	0,28	1,15	0,83	55	13	25,6	5,40	12,8	25
6.05 2	1.2	5	1	0,30	1,65	0,47	67	12	26,0	5,20	13,5	23
6.06 2	1.2	5	1	0,31	1,26	0,25	62	14	7,9	5,20	12,2	30
6.07 2	1.2	5	1	0,37	1,51	0,72	74	28	10,6	3,90	11,0	28
7.01 3	1.1	7	1	0,18	1,16	1,26	10	15	30,0	6,91	22,5	58
7.02 2	2.1	7	1	0,32	1,27	1,10	18	46	24,9	6,25	22,2	33
7.03 4	1.1	7	1	0,13	1,00	1,60	25	32	26,9	6,46	20,0	87
7.04 2	2.1	7	1	0,26	3,00	0,50	15	70	31,6	6,26	22,2	35
7.05 3	1.1	7	1	0,30	1,44	0,66	25	10	12,3	5,36	13,6	62
7.06 2	1.2	7	1	0,43	3,00	0,60	70	6	25,6	6,43	15,0	35
7.07 1	1.2	8	1	0,16	3,55	1,00	58	4	26,2	4,92	28,2	75
7.08 4	-1.2	7	1	0,29	1,63	0,44	66	174	24,3	6,14	16,2	44
7.09 4	1.2	7	1	0,20	1,30	0,68	50	0	20,9	5,96	23,7	66

Ort: 1.=RWK, Wulfrath-Rohdenhaus
 2.=RWK, Wuppertal-Dornap
 3.=BAG, Hemer-Oese
 4.=Köster, Hagen-Ambröck
 5.=HKW, Hagen-Hohenlimburg
 6.=BAG, Gummersbach-Becke
 7.=div. Brüche im Westerwald

Die Ziffer nach dem Punkt geben die laufende Nr. an.

BM : 1.=eine Reihe Kopflöcher
 2.=keine Reihe Kopflöcher und Sohlöcher
 3.=zwei Reihen Kopflöcher und Sohlöcher
 4.=nur Sohlöcher

GK : Klassifikation nach Trennflächengefüge

MAT: 1.=Kalkstein MAT: 5.=Sandstein
 2.=Kalkstein/Dolomit 6.=Siltstein
 3.=Dolomit 7.=Basalt
 4.=Plattenkalk 8.=Basalt, schalig

E_a : aufgewandte spezifische Energie in MJ/m³

D : Auflockerung, dimensionslos

L_z : Längenabnahme, dimensionslos

α' : Streichwinkeldifferenz in Grad

β' : scheinbares Einfallen in Grad

I_s : normierte Punktlastfestigkeit in MPa

v_p : Geschwindigkeit der Ultraschallwellen in km/s

B : spezifischer Bohrmeteraufwand in m³/m

KL : Klüftigkeit in cm

Tab. VII : Kenndaten aller aufgenommenen Sprengungen

- Die aufgewendete Energie E_a schwankte zwischen 0,13 und 0,56 MJ/m³, wobei diese Werte etwa dem Sprengstoffverbrauch in kg/m³ entsprechen (siehe Anhang 9.6.). Als mittlerer Wert ergab sich 0,33 MJ/m³.

Niedrige Werte (unter 0,2 MJ/m³) wurden in Basalt-Brüchen registriert, in denen das Ziel der Sprengung nur in der Auflockerung des Gebirges, nicht aber in der Zerkleinerung lag, da große Steine benötigt wurden.

Besonders hohe Werte (größer 0,5 MJ/m³) traten bei Sprengungen in Kalkstein und Dolomit auf, wo z.T. der lose geschüttete oder gepumpte Sprengstoff in offene Klüfte fließen konnte.

- Bohrmuster BM

Typisch für BM I waren niedrige Wände, ein relativ hoher Sprengstoffverbrauch, viele Bohrmeter je Sprengung, eine gute Auflockerung, wenig Ausbruchsmaterial pro Sprengung und einfache Bohrarbeiten, aber ein häufiges Nacharbeiten der Sohle.

Bei BM II traten relativ hohe Wände auf, der Sprengstoffverbrauch und die Anzahl der Bohrmeter war geringer als bei BM I, zusätzlich brauchte die Sohle nicht nachgearbeitet werden. Der Materialanfall je Sprengung war groß. Dafür war die erzielte Auflockerung relativ gering und es waren zwei Bohrmaschinen oder ein Umsetzen der Bohrmaschine erforderlich.

BM III ähnelt BM II sehr stark. Der Sprengstoffverbrauch war noch etwas geringer als bei BM II, ebenso wie die Bohrmeterzahl und die Auflockerung. Pro Sprengung fiel sehr viel Material an.

Bei BM IV wurden meist nicht so hohe Wände registriert. Es ergab sich z.T. ein hoher Sprengstoffverbrauch. Die Auflockerung blieb im allgemeinen gering. BM IV wurde meist nicht als allgemeines Schema verwendet, sondern kam nur in Sonderfällen zum Einsatz. Auf die Frage, welches das günstigste Bohrmuster bei gegebenen geologischen Verhältnissen ist, wird in Kapitel 7.3. eingegangen.

- spezifischer Bohrmeteraufwand B

B schwankt zwischen 7,6 und 37,5 m³/m. Die niedrigen Werte traten überwiegend bei BM I auf, typisch für BM II waren ca. 20 m³/m.

Abb. 29a zeigt den Zusammenhang zwischen BM und B. B ist bei ver-

schiedenen Sprengungen in einem Steinbruch relativ konstant, da das erprobte Bohrschema (Vorgabe, Seitenabstand, Bohrlochtiefe) nur ungern geändert wird.

- α' , β' ,

Statistische Aussagen über die Abhängigkeiten verschiedener Größen von der geometrischen Gefügeanordnung sind nur dann zuverlässig möglich, wenn auch der gesamte Wertebereich von α' und β' untersucht werden kann. Abb. 29 b zeigt, daß dies hier der Fall ist. β' -Winkel größer 90° werden, genau wie Streichwinkeldifferenzen α' größer 30° , wegen ihrer sprengtechnisch ungünstigeren Voraussetzungen schon bei der Abbauplanung soweit als möglich gemieden.

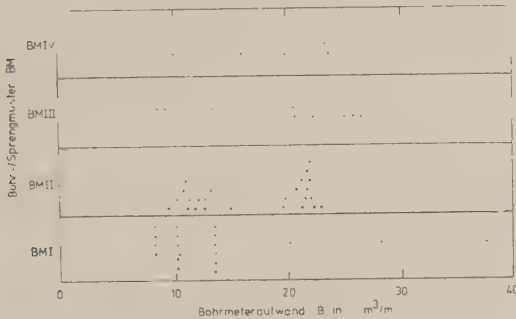


Abb. 29 a : Zusammenhang zwischen Bohrmuster BM und Bohrmeteraufwand B

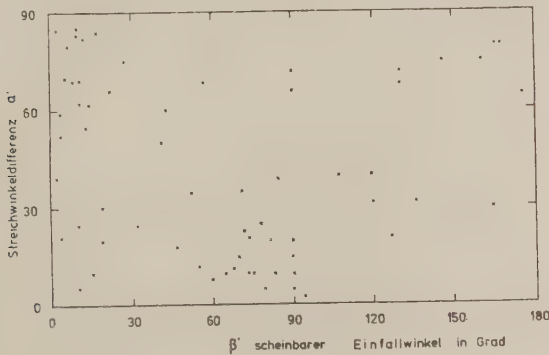


Abb. 29 b : Verteilung der α'/β' - Kombinationen in den untersuchten Sprengungen

- KL

Die Kluftlänge KL schwankte in den Sedimentgesteinen zwischen 0,15 m in Kalkstein und 0,55 m in Dolomit, also nur in einem engen Bereich. Die entsprechenden Säulenlängen im Basalt schwankten zwischen 0,33 m und 0,87 m.

Die untersuchten Gebirge konnten alle als stark zerklüftet, mit voll durchtrennten Klüften angesehen werden.

- I_s (50)

Die Punktlastfestigkeit der untersuchten Gesteine schwankte in weiten Bereichen. Kalksteine mit 2,4 bis 6,2 MPa bildeten das untere Ende der Skala, Sandsteine mit bis zu 28 MPa und Basalte mit bis zu 32 MPa bildeten das obere Ende.

Die Anisotropien der Gesteinsfestigkeiten waren im allgemeinen sehr gering und lagen in allen Fällen unter einem möglichen Meßfehler bei der Bestimmung des Werts. Deshalb konnten die Gesteine in erster Näherung als isotrop hinsichtlich ihrer Zugfestigkeit angenommen werden.

6.2.2. Abschätzung des Einflusses der verschiedenen Kenngrößen auf die Auflockerung D

Der Grad der Auflockerung der Festmasse ist hauptsächlich von der Menge der Energie abhängig, die zur Verrichtung der Auflockerungsarbeit zur Verfügung steht.

Untersuchte man die Abhängigkeit im vorhandenen weitstreuenden Datenmaterial, ohne weitere Einflußgrößen zu berücksichtigen, ergab sich als statistisch beste Näherung eine lineare Zunahme von D mit steigender aufgewendeter spezifischer Energie E_a .

Der funktionale Zusammenhang lautet:

$$D = 0,48 + 4,05 E_a$$

mit Anzahl $n = 70$ Messungen und Korrelationskoeffizienten
 $r = 0,59$

Nach MARSAL (1967) sind bei $n > 40$ bei Korrelationskoeffizienten $r > 0,3$ mit 95% und $r > 0,4$ mit 99% Wahrscheinlichkeit die Ergebnisse signifikant.

Abb. 30 zeigt die Meßwerte mit der Ausgleichsgeraden.

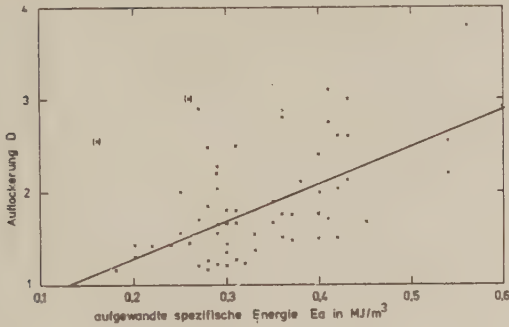


Abb. 30 : Zusammenhang zwischen aufgewendeter spezifischer Energie E_a und der Auflockerung D

Der gefundene Zusammenhang besagt nicht, daß zwischen D und E_a stets ein linearer Zusammenhang bestehen muß, sondern nur, daß dies für die untersuchten Fälle die beste Näherung liefert. Betrachtet man die Auflockerung D in Abhängigkeit von E_a bei verschiedenen Bohrmustern BM, sieht man, daß BM I für eine vorgegebene Energie E_a eine deutlich höhere Auflockerung liefert als BM II/III (siehe Abb. 31).

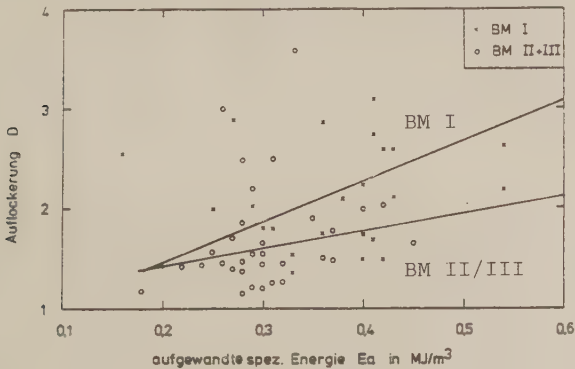


Abb. 31 : Zusammenhang zwischen E_a , Bohrmuster BM und D

Die großen Unterschiede erklären sich z.T. daraus, daß bei BM I auch Energie in Form von vermehrter Bohrarbeit gegenüber BM II/III erbracht wurde, die nicht in E_a enthalten ist. Schlüsselt man die Rohdaten nach der Klassifikation GK auf, erhält man für jede Klasse von GK eine unterschiedliche Beziehung zwischen D und E_a . Da jedoch je Klasse dann nur noch wenige Datensätze zur Verfügung stehen, liefert diese Art der Analyse keine statistisch haltbaren und physikalisch sinnvollen Ergebnisse. Faßt man größere Gruppen von Daten für aus der Literatur (z.B. WILD, 1976) als günstig beschriebene Gefügesituationen und andere als ungünstig beschriebene Situationen zusammen, erhält man zwei verschiedene lineare Abhängigkeiten, die in Abb. 32 dargestellt sind.

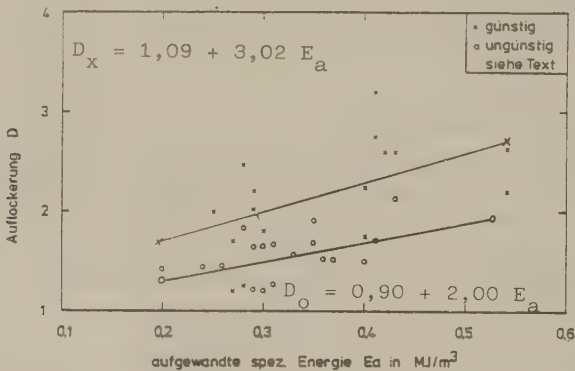


Abb. 32 : Zusammenhang zwischen E_a und D für unterschiedliche Gefügesituationen

Selbst bei Berücksichtigung einer möglichen Verschiebung der Geraden durch die weite Datenstreuung wird eindeutig bei ungünstigen Gefügesituationen wesentlich mehr Energie zum Erreichen einer bestimmten Auflockerung D benötigt als in günstigen Fällen.

Untersuchungen zeigten, daß sich der Zusammenhang zwischen D und E_a und der Gefügeorientierung durch andere Winkelkombinationen als α' , β' nicht besser beschreiben läßt.

Der Einfluß der Materialfestigkeit auf die Auflockerung wurde durch Teilung des Datensatzes in Fälle mit geringer Materialfestigkeit ($I_s(50)$ kleiner 7 MPa) und Fälle mit hoher Materialfestigkeit ($I_s(50)$ größer 7 MPa) bei ähnlicher geometrischer Anordnung des Gefüges untersucht. Die Unterschiede waren zwar meßbar, aber so gering, daß in den untersuchten Fällen angesichts der großen Streuung des Datenmaterials von einer weitgehenden Unabhängigkeit des Auflockerungsgrads D von der Materialfestigkeit ausgegangen werden muß.

Die Ermittlung des Einflusses der Klüftigkeit auf die Auflockerung D konnte so nicht erfolgen, da die Werte von KL nur in geringem Umfang schwanken. Zur Ermittlung dieses Einflusses müßten weitere Geländeuntersuchungen in anderen geologischen Verhältnissen erfolgen, wo wesentlich höhere Kluftabstände angetroffen werden.

Für den untersuchten Bereich von KL zwischen 0,15 und 0,55 m konnte kein Einfluß auf die Auflockerung nachgewiesen werden.

6.2.3. Abschätzung des Einflusses verschiedener Kennwerte auf die Längenabnahme L_z

Die Längenabnahme L_z stellt ein Maß für die geleistete Zerkleinerungsarbeit dar. Zur Zerkleinerung, also zur Schaffung neuer innerer Oberflächen, wird Energie benötigt, die vom Sprengstoff geliefert werden muß. Deshalb sollte auch L_z hauptsächlich von E_a abhängen. Als bestangepaßter rechnerischer Zusammenhang ergab sich eine lineare Abhängigkeit:

$$\begin{aligned} L_z &= 0,68 + 0,74 E_a \\ \text{mit } n &= 67 \\ r &= 0,12 . \end{aligned}$$

Der Zusammenhang ist also statistisch gesehen sehr schwach. Offensichtlich haben die übrigen Kenngrößen einen großen Einfluß auf die Zerkleinerung. Ferner streut das Datenmaterial aufgrund der Art seiner Bestimmung stark (siehe Kapitel 6.1.).

Ein Einfluß des Bohrmusters BM und des Bohrmeteraufwands B auf

L_z konnten nicht nachgewiesen werden.
 Teilte man den Datensatz analog zum Vorgehen in Kapitel 6.2.1. in günstige und ungünstige Orientierungen der Hauptkluftchar in Bezug auf die zu schaffende Böschungsfläche ein, ergaben sich zwei unterschiedliche lineare Zusammenhänge, die in Abb. 33 eingetragen sind.

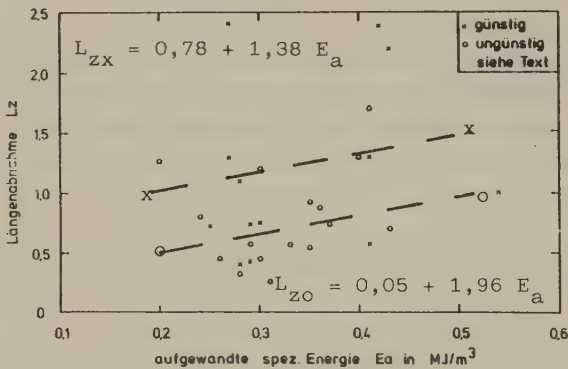


Abb. 33 : Zusammenhang zwischen aufgewandter spezifischer Energie E_a und der Längenabnahme L_z für günstige und ungünstige Gefügeorientierungen

In diese Aufteilung ist jedoch indirekt die Materialfestigkeit miteingeschlossen, da die "ungünstigen" geometrischen Anordnungen auch mit den insgesamt höheren Festigkeiten zusammentreffen. Der Fall "ungünstig" stellt also den wirklich ungünstigsten Fall dar.

Eine Aufteilung in den Einfluß der geometrischen Anordnung und den Einfluß der Materialfestigkeit wird in Kapitel 6.3.2. vorgenommen.

6.3. Deutung der Ergebnisse

6.3.1. Auflockerung D

Wie schon in Kapitel 6.2.2. erläutert, ist der erreichbare Auflockerungsgrad der Festmasse bei einer Sprengung hauptsächlich von der Menge der aufgewendeten Energie in Form von Sprengstoff abhängig.

Daneben beeinflußt auch das Bohrmuster BM die Auflockerung. BM I lieferte wegen der vermehrten Anzahl von Bohrmestern eine größere Auflockerung D als BM II/III bei gleichem Energieaufwand E_a .

Die Orientierung der Hauptanisotropieflächen (ausgedrückt über Streichwinkeldifferenz α' und scheinbares Einfallen β') hatte einen großen Einfluß auf die Auflockerung, wobei beide Winkel gleichwertig in ihrer Bedeutung waren (siehe Abb. 32).

Der Einfluß der Orientierung der anderen Kluftscharen auf die Auflockerung D wurde durch eine Analyse der Abhängigkeit zwischen D und dem Winkel δ untersucht, wobei δ der zahlenmäßig kleinste Winkel zwischen einer der Kluftscharen und der zu schaffenden Böschungsfläche war. Es zeigte sich, daß der Winkel δ' (Hauptanisotropiefläche/BF) statistisch betrachtet stets einen wesentlich engeren Zusammenhang lieferte. Damit erwiesen sich die Hauptanisotropieflächen (meist Schichtung) als die wirksamsten Flächen. Dies folgt aus der meist vollständigen Durchtrennung der Schichtflächen und ihrer (im Aufschlußbereich) Richtungskonstanz, wohingegen die Klüfte, obwohl scheinbar vollständig durchtrennt, häufiger absetzten und ihre Richtung schneller änderten.

Die Auswirkung der Klüftigkeit auf die Auflockerung konnte im vorhandenen Datenmaterial nicht nachgewiesen werden.

Die Gesteinsfestigkeit übte keinen großen Einfluß auf die Auflockerung aus.

Wie die Untersuchungen in Kapitel 6.2.2. und obige Beschreibungen zeigen, läßt sich die Auflockerung D nicht allein von einem Kennwert her ableiten. D ist offensichtlich von mehreren Faktoren abhängig, so daß ein rechnerischer Ansatz der Art:

$$D = f (E_a, BM, B, \alpha', \beta', KL, I_s, v_p, \dots)$$

angebracht scheint.

Reduziert man den Ansatz auf die aus den Daten nachweislich wichtigsten und dazu berechenbaren Parameter, ergibt sich:

$$D = f (E_a, \alpha', \beta', B)$$

Zur Quantifizierung wurden zwei Wege beschritten:

- a) über eine multiple lineare Regression, die erste Aussagen über den Einfluß der verschiedenen Parameter erlaubte.
- b) über die Einführung eines Abminderungsfaktors analog zu LARES (1933).

Nur Weg b zeigte Erfolg.

Im einfachsten Fall wurde der Einfluß der Streichwinkeldifferenz α' durch eine Kosinus-Funktion (im Bereich von 0 bis 90°) angenähert, da aus der Literatur (z.B. WILD, 1976), den Modellversuchen (siehe Kapitel 5.3.) und dem vorhandenen Datenmaterial bekannt war, daß Winkel von ca. 0° am günstigsten und Winkel von ca. 90° am ungünstigsten sind.

Der Einfluß des scheinbaren Einfallswinkels β' wurde durch eine Sinus-Funktion (im Bereich von 0 bis 180°) angenähert, da hier der günstigste Bereich bei ca. 90° liegt, während flachere Winkel ungünstiger sind. Dies konnte auch durch Analysen der Geländespargungen nachgewiesen werden.

Da beide Winkel als gleichwichtig erkannt wurden, war eine Addition der Werte angebracht. Ferner war aus den Daten eine Spannweite des Abminderungsfaktors von ca. 0,5 bis 1,0 ersichtlich. Es zeigte sich, daß eine Verknüpfung der Art:

$$\text{Abminderungsfaktor GR} = (K_1 + \cos^2 \alpha' + \sin^2 \beta') / K_2$$

$$\text{mit } K_1 = 2 \quad \text{und } K_2 = 4$$

die beste Näherung darstellte. GR nimmt Werte zwischen 0,5 und 1,0 an.

Eine Anwendung des so ermittelten Faktors GR liefert:

$$D = f (E_a, GR)$$

$$D = 0,82 + 3,94 \cdot E_a \cdot GR$$

mit $n = 67$

$$r = 0,66$$

Der Abminderungsfaktor GR erlaubt also eine bessere Beschreibung des Zusammenhangs zwischen E_a und D bei vorgegebener Raumlage der Hauptanisotropieflächen.

Als nächstes wurde der Einfluß des Bohrmusters BM, angenähert über den Bohrmeteraufwand B, zur weiteren Korrektur eingeführt. Die beste Näherung lieferte ein Bohrmeterkorrekturfaktor BK, der sich aus:

$$\text{BK} = \frac{\hat{B}}{\text{mittlerer Bohrmeteraufwand } B} / \text{Bohrmeteraufwand } B$$

mit $\hat{B} = 15,6 \text{ m}^3/\text{m}$

als dimensionsloser Faktor ergibt. BK liegt zwischen 0,4 und 2,05. Damit erhält man folgende Gleichung für die Auflockerung:

$$D = 1,23 + 1,89 (E_a \cdot \text{GR} \cdot \text{BK})$$

$$n = 67$$

$$r = 0,68$$

Versuche, die verbleibende Streuung hinsichtlich innerer Abhängigkeit von der Gesteinsfestigkeit zu untersuchen, brachten keine positiven Ergebnisse.

6.3.2. Längenabnahme L_z

Die größten Längenabnahmen konnten im Dolomit (mit weitständigen Kluftscharen), im Massenkalk und bei langsäuligem Basalt beobachtet werden. In engständig geklüfteten Gebirgen ist nicht mit einer großen Längenabnahme der Kluftkörper zu rechnen. Die Sprengung hat dann überwiegend die Aufgabe, die vorhandene Festmasse aufzulockern und mit den üblichen Maschinen gewinnbar zu machen.

Wie in Kapitel 6.2.3. nachgewiesen wurde, ist die Längenabnahme außer von der aufgewendeten Energie noch stark von der räumlichen Orientierung der Schichten und der Gesteinsfestigkeit abhängig (siehe Abb. 33). Liegt die Ebene der Hauptanisotropie in etwa parallel zur Bohrlochebene, können die Risse im Gestein, die sich infolge der Wellenwirkung bilden, besonders weit reichen (siehe Kapitel 4.1.). Deshalb wurde der in Kapitel 6.3.1. gewählte Ansatz zur Berücksichtigung des Gefüges übernommen. Damit ergibt sich als beste Näherung ein linearer Ansatz:

$$L_z = f(E_a, GR)$$

$$L_z = 0,39 + 2,12 \cdot E_a \cdot GR$$

mit $n = 67$

$$r = 0,37 ,$$

also eine im Gegensatz zur Ausgangsgleichung signifikante Abhängigkeit.

Untersuchte man die verbleibende Reststreuung, so ergab sich eine Abhängigkeit zwischen Gesteinsfestigkeit, Klüftigkeit und Streubetrag. Daher wurde versucht, eine Art Gebirgsfestigkeit in Form eines weiteren Abminderungsfaktors GF mit einzubeziehen. Als beste Näherung ergab sich die Gebirgsfestigkeit GF zu

$$GF = ((\hat{I}_s / I_s) + (KL / \hat{KL})) / 2$$

mit $\hat{I}_s$ = mittlere Festigkeit = 10,0 MPa

$\hat{KL}$ = mittlere Klüftigkeit = 30,7 cm

GF liefert Werte zwischen 0,6 und 2,0 und ist dimensionslos.

Damit wurde die Längenabnahme L_z :

$$L_z = 0,52 + 1,29 (E_a \cdot GR \cdot GF)$$

$n = 67$

$$r = 0,41$$

Also können selbst durch diese einfachen Faktoren Gefügeeinfluß und Gesteinsfestigkeit hinsichtlich ihres Einflusses auf die Längenabnahme der Kluftkörper besser erfaßt werden.

Die noch verbleibende Reststreuung erklärt sich vor allem aus dem weitstreuenden Datenmaterial (siehe Kapitel 6.2.3.).

7. Allgemeine Schlußfolgerungen und Klassifikation

7.1. Allgemeine Schlußfolgerungen

In der Literatur (siehe Kapitel 3.) und in Gesprächen mit Sprengpraktikern wurde stets die Bedeutung der geologischen Gegebenheiten für den möglichen Sprengerfolg betont. Die optimalen Sprengstoffmengen und Bohrrichtungen werden in der Praxis durch Probesprengungen ermittelt, wobei sich bei wechselnden geologischen Verhältnissen dann oftmals Schwierigkeiten ergeben.

Im Gegensatz dazu werden in der vorliegenden Arbeit zumindest teilweise physikalisch begründete, durch Modellversuche bestimmte oder statistisch nachweisbare und somit allgemein gültigere Ansätze zur Abschätzung des Einflusses der Geologie auf die Sprengbarkeit benutzt.

Zusätzlich wird eine Abgrenzung zwischen der Wirkung der Welle und der Wirkung des Gases bei einer Sprengung im klüftigen Gestein vorgenommen.

7.1.1. Wirkung der Welle im klüftigen Gebirge

In Modellversuchen (Kapitel 5.2.) und Berechnungen (Kapitel 4.1.) konnte exemplarisch gezeigt werden, wie stark die geologischen Gegebenheiten die Wirksamkeit der Welle beeinflussen.

a) Reichweite der Risse

Die sich vom Bohrloch entfernende Wellenfront wird beim Auftreffen auf eine Trennfläche im Gebirge teilweise reflektiert und teilweise refraktiert. Dies führt zu einer Abnahme der Amplitude der refraktierten (durchgehenden) Welle (siehe Kapitel 4.1.). Außerdem wird die Welle bei jedem Übergang über eine Kluft zusätzlich gedämpft, da ein Teil der Wellenenergie zum Schließen der z.T. geöffneten Klüfte und durch Reflexionen verbraucht wird. Deshalb können sich ab einem vom Material und vom Gefüge abhängigen kritischen Abstand vom Bohrloch jenseits einer Trennfläche keine neuen Risse infolge der refraktierten Welle mehr bilden. Die Spannungen in der Wellenfront sind dafür zu klein geworden.

Der kritische Abstand betrug bei den Modellversuchen (auf den Prototyp umgerechnet) ca. 0,6 m, bei den Berechnungen je nach Klüftigkeit zwischen 2,2 und 3,4 m. Im Gelände wurde in weitständig geklüfteten Dolomiten durchgehende Risse von maximal 2,0 m beobachtet, wobei sich aber diese Rißlängen bei Wellen- und Gaswirkung ergaben. Im enggeklüfteten Gebirge reichten die Risse häufig nur bis zur nächstgelegenen Trennfläche. Ihre Länge betrug dann ca. 0,3 bis 1,0 m.

Der Einfluß der Gesteinsfestigkeit auf die Rißbildung ist je nach Grad der Klufthäufigkeit im Gebirge unterschiedlich. Prinzipiell erleichtern aber geringe Zugfestigkeiten des Gesteins immer die Rißbildung und ermöglichen somit auch längere Risse im Gebirge. Dies dürfte besonders bei weitständig geklüfteten Gebirgen (siehe Beispiel Dolomit) ausgeprägt der Fall sein. Im engständig geklüfteten Gebirge ist die Klufthäufigkeit durch ihre abschwächende Wirkung auf die Welle wichtiger als die Gesteinsfestigkeit einzuschätzen.

Die Rißneubildung infolge der refraktierten Welle im klüftigen Gebirge ist auf einen engen Bereich um das Bohrloch beschränkt. Die Zerkleinerungswirkung infolge dieser Welle ist im enggeklüfteten Gebirge, wie es bei fast allen Sprengungen im Sandstein, Kalkstein und Basalt vorlag, gering. Bei weitständig geklüfteten Gebirgen, wie z.T. Dolomit, ist eine größere Zerkleinerungswirkung zu erwarten.

Eine weitere Zerkleinerung des Gebirges besonders in der Nähe der freien Oberfläche (hier Böschungsfläche) kann durch die dort reflektierte Welle in Form von oberflächenparallelen Abplatzungen eintreten. Wie sich aus der (berechneten) Spannungsverteilung um das Bohrloch zeigt (Kapitel 4.1.), können diese Brüche jedoch auch nur in einem engen Bereich der Böschungsfläche auftreten. Die Lage dieses Bereichs hängt von der Orientierung der Schichten in Bezug auf die Böschungsfläche ab. Bei kleinen Winkeln α' der Streichdifferenz zwischen Böschungsfläche und Schichtung ist dieser Bereich etwa direkt vor dem Bohrloch, bei Winkeln von ca. 45° und dem Vorhandensein einer zweiten Trennflä-

chenschar sind zwei Bereiche neben dem Bohrloch in der Böschungsfläche zu erwarten.

Da im Gebirge Trennflächen, also Elemente mit einer Zugfestigkeit von etwa "0", vorhanden sind, bleibt die Zerkleinerungswirkung infolge der reflektierten Welle auf wenige Kluftkörper beschränkt.

b) Richtung der Risse

Wie in den Berechnungen (Kapitel 4.1.) und z.T. in den Modellsprengungen (Kapitel 5.2.) gezeigt wurde, sind vermehrte und längere Risse bevorzugt in den Richtungen senkrecht zu den vorhandenen Kluftscharen zu erwarten, während in den übrigen Richtungen (wenn überhaupt) kürzere Risse vorkommen.

In einem etwa orthogonal geklüfteten Gebirge begünstigt somit eine kleine Streichwinkeldifferenz α' zwischen Böschungsfläche und Hauptanisotropieflächen die Bildung eines durchgehenden Risses von Bohrloch zu Bohrloch und die Bildung von seitlichen Abrißflächen. Damit sind die Voraussetzungen für eine vollständige Ablösung der Vorgabe im Bereich der zu schaffenden Böschung und an den seitlichen Rändern gegeben. Die endgültige Ablösung erfolgt unter der Wirkung des Gasdrucks.

Aus denselben Berechnungen und Versuchen läßt sich für den Sohlbereich der Bohrung die Bedeutung des scheinbaren Einfallwinkels der Hauptanisotropieflächen (in Richtung des Einfallens der Böschungsfläche ermittelt) für ein Lösen der Vorgabe ableiten. Durchgehende Trennflächen, die entweder senkrecht oder parallel (im orthogonal geklüfteten Gebirge) zu der durch die Bohrlöcher gegebenen Ebene stehen, sind günstig für das Lösen der Vorgabe im Sohlbereich, da dann eine vermehrte Rißbildung zur freien Oberfläche hin zu erwarten ist. Das Bohrmuster (z.B. die Tiefe der Bohrlöcher, bei ausschließlicher Verwendung von Kopflöchern) muß jedoch speziell darauf abgestimmt sein (siehe Kapitel 7.3.).

7.1.2. Wirkung des Gases im klüftigen Gebirge

In den Modellversuchen (Kapitel 5.3.) und den Geländebeobachtungen zeigte sich eindeutig eine Auswirkung der Orientierung der Haupttrennflächen im Gebirge auf die Wirksamkeit des Gasdrucks.

Lagen die Trennflächen etwa parallel zur Böschungsebene, konnte sich das Gas unter Ausnutzung vorhandener Klüfte oder durch die Welle neu geschaffener Risse parallel zur Böschungsfläche ausbreiten, die Verbindung von Bohrloch zu Bohrloch schaffen und schließlich die Vorgabe als Ganzes aufwölben und "werfen". Bei dieser geometrischen Anordnung konnte das Gas besonders lange wirken und effektiv für ein vollständiges Ablösen der Vorgabe im Bereich der Böschungsfläche sorgen.

War schon bei größeren Streichwinkeldifferenzen α' die Rißbildung durch die Welle von Bohrloch zu Bohrloch gestört, trifft dies auch für die Bildung einer durchgehenden Böschungsfläche infolge der Gaswirkung zu. Einerseits stehen keine oder nur kurze Ausgangsrisse (von der Welle erzeugt) zur Verfügung, andererseits besteht auch die Gefahr, daß das Gas über die (meist) durchgängigen Haupttrennflächen vorzeitig ohne größere Wirkung die freie Oberfläche erreicht.

In den Modellversuchen bildeten sich in diesen Fällen z.T. relativ kleine Ausbruchskrater, eine Auflockerung der Vorgabe als Ganzes war nicht zu beobachten. Im Gelände bildeten sich unter diesen Umständen unebene und z.T. instabile Böschungen. Die Auflockerung (Verhältnis Volumen Haufwerk zu Volumen Festmasse) blieb gering. Die Gesteinsfestigkeit wirkt sich auch auf die mögliche Zerkleinerung des Gebirges (Rißneubildung bzw. Rißweiterwachsen) infolge des Gasdrucks aus. Bei niedrigen Gesteins- (zugfestigkeiten sind eher und in größerer Entfernung vom Bohrloch noch Neubrüche zu erwarten als bei höheren Festigkeiten. In günstigen Extremfällen kann es zu Neubrüchen infolge der Gaswirkung noch in einer Entfernung von mehreren Metern vom Bohrloch kommen. Die Verformbarkeit bzw. Festigkeit des Gebirges wird im engstän- dig geklüfteten Gebirge jedoch stark durch die Klufthäufigkeiten und die Klufteigenschaften bestimmt. Falls die Klüfte nicht geöffnet sind, erleichtert das Vorhandensein einer großen Anzahl von Trennflächen die Auflockerung der Vorgabe und schließlich auch ihr endgültiges Ablösen. Dies setzt aber eine möglichst lang anhaltende Gaswirkung und ein großes Gasvolumen voraus. Weite und

geöffnete Klüfte, wie sie z.B. in Dolomit oder in Störungszonen vorkommen, bilden Abströmmöglichkeiten für das Gas, ohne daß es zu größeren Auflockerungen und Ablösungen der Vorgabe kommen kann. Der Sprengstoff in Bohrungen, die mehrere geöffnete Klüfte oder größere Störungszonen schneiden bzw. tangieren, kann also nach seiner Umsetzung nur wenig wirksam werden. In den Geländebeobachtungen kamen solche Extremfälle nicht vor. Die Kluftöffnungsweiten waren meist sehr gering, normalerweise kleiner als 1 mm.

Rechnerisch (siehe Kapitel 4.2.) konnten für eine durchschnittliche Sprengung mögliche Rißlängen infolge der Gaswirkung von mehreren Metern (im Berechnungsfall ca. 6 m) ermittelt werden. Die Seitenabstände sowie eingeschränkt auch die Vorgabe der Bohrlöcher einer Sprengung sollten kleiner als diese möglichen Rißlängen sein, um im Falle des Versagens eines Bohrlochs noch ein vollständiges Ablösen und "Werfen" der Vorgabe zu erhalten. Im Gelände führte z.B. bei einem Seitenabstand der Bohrlöcher von ca. 3,5 m das nachweisliche Versagen eines Bohrlochs weder bei der Haufwerksform noch in der neu entstandenen Böschungsfläche zu auffälligen Abweichungen gegenüber vollständig gelungenen Sprengungen.

7.2. Klassifikation

Ausgehend von den in Kapitel 6. gefundenen Abhängigkeiten der Auflockerung

$$D = f(E_a, B, \alpha', \beta')$$

und der Längenabnahme

$$L_z = f(E_a, \alpha', \beta', I_s, KL) ,$$

den durch die Modellversuche (Kapitel 5.) gewonnenen Erkenntnissen und den Ergebnissen aus den Berechnungen (Kapitel 4.) läßt sich ein theoretischer spezifischer Sprengstoffaufwand E für unterschiedliche Geometrien und Festigkeiten des Gebirges mit Berücksichtigung der Anzahl der geleisteten Bohrmeter bestimmen.

Vorgehen:

Ausgangsbasis sind die in Kapitel 6. gefundenen Gleichungen vom Typ

$$D = b_D + a_D \cdot E_a \cdot GR \cdot BK \quad \text{bzw.}$$

$$L_z = b_L + a_L \cdot E_a \cdot GR \cdot GF \quad .$$

b, a Koeffizienten aus den Regressionsrechnungen

Die zahlenmäßige Größe der Koeffizienten wurde aus den Ausgangsgleichungen übernommen. D wurde mit 2,0 und L_z mit 1,0 angesetzt, Werte, die etwa den Mittelwerten der Geländemessungen entsprechen und ein problemloses Verladen und weiteres Zerkleinern der Blöcke, die das Haufwerk bilden, ermöglichen.

Obige Gleichungen wurden nach E_a aufgelöst, E_a in der ersten Gleichung mit $D = 2,0$ liefert E_D , E_a in der zweiten Gleichung mit $L_z = 1,0$ liefert E_L .

$$E_D = 0,4 / (GR \cdot BK)$$

$$E_L = 0,37 / (GR \cdot GF)$$

Die theoretisch aufzuwendende Energie E wird zu

$$E = (E_D + E_L) / 2$$

gesetzt.

Damit lautet die Gleichung zur Bestimmung von E

$$E = (GF \cdot 0,4 + BK \cdot 0,37) / (GR \cdot BK \cdot GF \cdot 2) \quad .$$

Daraus errechnen sich theoretische Energieaufwände E von ca. 0,1 bis fast 2,0 MJ/m³.

Nach den gewonnenen Erfahrungen wurde eine Einteilung in fünf Klassen nach Schwierigkeitsgrad der Sprengung vorgenommen (siehe Abb. 34).

Die beobachteten Sprengungen lagen alle in den Klassen 1 bis 3, da die Steinbruchbetreiber bemüht sind, ihr Material so kostengünstig wie möglich zu gewinnen und entsprechend ihre Steinbruchbetriebe anlegen.

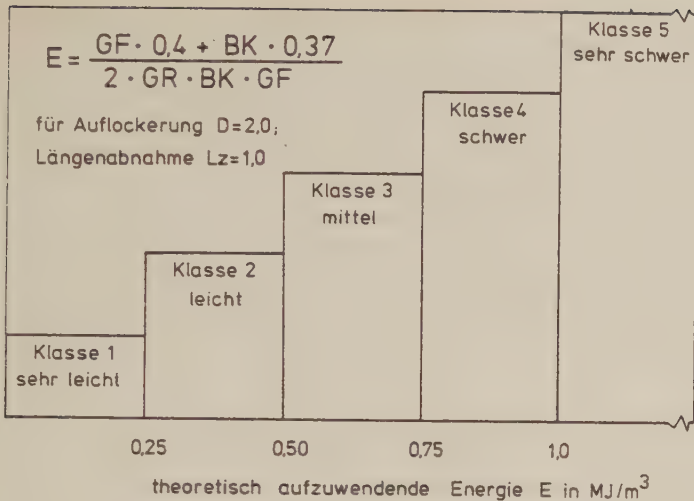


Abb. 34 : Klassifikation des Gebirges hinsichtlich seiner Sprengbarkeit bei übertägigen Sprengungen

7.3. Mögliche praktische Anwendungen

7.3.1.Übertage- Sprengungen

a) Berücksichtigung der Trennflächenorientierung bei der Wahl des Bohrmusters

Für die Wahl des Bohrmusters ist in erster Linie das (scheinbare) Einfallen der Trennflächen in Richtung des Einfallens der zu schaffenden Böschung von Bedeutung. Nach den Ergebnissen, die im einzelnen in Kapitel 7.1. zusammengefaßt sind, bestehen für das Lösen der Sohle vor allem Schwierigkeiten bei scheinbaren Einfallswinkeln der Haupttrennflächenschar von 0° bis etwa 90° . In diesen Fällen ist die Reißbildung vom Bohrlochtiefsten zur freien Oberfläche gestört (s.o.), so daß hier zusätzliche Sohllöcher (und somit BM II/III) sinnvoll scheinen. Bei scheinbaren Einfallswinkeln größer als 90° kann auf die Sohllöcher meist verzichtet werden (BM I).

BM III ist in denselben Situationen wie BM II anwendbar, setzt jedoch ein relativ gleichförmiges Gebirge voraus, da hier bis zu 12 m Vorgabe auf einmal weggesprengt werden. Ferner ist die Auflockerung der Vorgabe der zweiten Reihe Kopflöcher relativ gering, so daß zum Aufladen des Haufwerks z.T. schwere Maschinen nötig sind. BM IV (nur Sohllöcher) bietet im Normalfall keine Vorteile gegenüber den anderen Bohrmustern. Wegen der ungünstigen Lage der Bohrlöcher senkrecht zur Böschungsfläche ist die zu erwartende Auflockerung gering. BM IV wird deshalb nur in Sonderfällen, wenn z.B. keine Bohrungen von oben möglich sind, angewendet.

b) Zerkleinerung und Lösen der Vorgabe

Wie in Kapitel 4.1. und 5.2. gezeigt und auch im Gelände beobachtet wurde, ist die Zerkleinerung der Kluftkörper auf einen engeren Bereich um den geladenen Teil des Bohrlochs beschränkt. Eine Zerkleinerung im Bereich der Verdämmstrecke infolge Wellen- oder Gaswirkung konnte im Gelände nicht beobachtet werden. Sehr große Kluftkörper im obersten Teil der Steinbruchwand konnten zumeist als Überkorn ("Knäpper") im Haufwerk wiedergefunden werden. Eine Verbesserung der Zerkleinerung läßt sich bei vorgegebener Sprengstoffmenge durch die Wahl eines Sprengstoffs mit größerer Detonationsgeschwindigkeit (siehe Kapitel 9.6.) erreichen, da hier, bedingt durch den höheren Energieanteil in der Wellenfront, auch noch Risse in etwas größerer Entfernung entstehen können. Besonders bei BM I konnte durch die vermehrte Verwendung von z.B. AG 3 anstatt ANDEX im unteren Teil des Bohrlochs ein besseres Lösen der Sohle bzw. eine vermehrte Zerkleinerung erreicht werden. Dieses Vorgehen bringt jedoch auch erhöhte Erschütterungen mit sich.

Ein anderer Weg zur Verbesserung der Zerkleinerung ist über einen erhöhten Bohrmeteraufwand möglich. Ausgehend von einem "Normal"-Raster von Vorgabe 4 m / Seitenabstand 4 m kann entweder die Vorgabe oder der Seitenabstand verringert werden. Es wurden Sprengungen beobachtet, bei denen der Seitenabstand bis auf 2,5 m reduziert werden mußte (bei normaler Vorgabe), um eine befriedigende Zerkleinerung und Ablösung zu erzielen.

Eine Verringerung des Seitenabstands ist auch dann nötig, wenn die Rißausbreitung von Bohrloch zu Bohrloch schwach ausgeprägt ist. Dies tritt bei Streichwinkeldifferenzen zwischen Bohrlochenebene und Haupttrennflächenschar von ca. 30° bis 60° auf.

c) Orientierung der Bohrlöcher

Wie in den Kapiteln 4., 5. und 6. gezeigt werden konnte, ist eine Orientierung der Bohrlöcher und damit der neu zu schaffenden Böschungsfläche etwa parallel zu einer vorhandenen steilstehenden Trennflächenschar aus mehreren Gründen zu empfehlen:

- Die Rißausbreitung von Bohrloch zu Bohrloch ist begünstigt.
- Die neue Böschungsfläche ist relativ eben, überhängende Böschungen werden vermieden.
- Das Bohrloch durchschneidet relativ wenige Klüfte, was die Rißbildung infolge der Welle erleichtert.
- Eine gute Zerkleinerung und ein gutes Ablösen der Vorgabe werden durch eine Aufwölbung der Vorgabe als Ganzes (infolge der Gaswirkung) erreicht.

d) Berechnung der aufzuwendenden Energie E^+ nach Abb. 34

Die in Abb. 34 berechneten Werte für E sind theoretisch ermittelt und entsprechen nur dann den wirklich benötigten Energiemengen, wenn sehr ähnliche Bedingungen wie die hier zugrunde liegenden vorliegen. Die Werte basieren nur auf Übertage-Sprengungen. Für praktische Berechnungen lassen sich in die Ausgangsgleichung die gewünschten Werte von der Auflockerung D und der Längenabnahme L_z einsetzen und die Werte für E entsprechend korrigieren. Die Gleichung liefert jedoch nur sinnvolle Werte, solange

D größer 1,23 und L_z größer 0,52 ist.

Dabei entsprechen Werte von L_z kleiner als 0,8 einer geringen, Werte zwischen 0,8 und 1,2 einer mittleren und größere einer starken Zerkleinerung. Die gesuchte Energie E^+ gilt somit:

$$E^+ = (D - 1,23) / (1,89 \text{ GR BK}) + (L_z - 0,52) / (1,29 \text{ GR GF}) .$$

mit E^+ = benötigte Energiemenge für gewünschte Auflockerung D und gewünschte Zerkleinerung L_z bei gegebenem Gefüge und Gesteinsfestigkeiten.

An Hand der spezifischen Energien des gewählten Sprengstoffs (siehe z.B. Tabelle X) läßt sich die benötigte Sprengstoffmasse ermitteln.

7.3.2.Untertage- Sprengungen

Grundsätzlich gelten alle in den vorstehenden Kapiteln gewonnenen Ergebnisse auch für untertägiges Sprengen. Jedoch sind dort die Variationsmöglichkeiten der Bohrrichtung weitgehend eingeschränkt.

Günstig ist eine Orientierung der Ortsbrust etwa parallel zu einer Haupttrennflächenschar, da hier die Bohrlöcher senkrecht zu diesen Flächen gebohrt werden können. Bei der Sprengung ist dann eine gute Zerkleinerung durch Risse, die von Bohrloch zu Bohrloch verlaufen, und ein vollständiges Werfen der Vorgabe durch das Gas, das in die Klüfte eindringt und die Vorgabe aufwölbt und "wirft", zu erwarten. Infolge von in-situ-Spannungen auftretende längere Risse, die in die Firste und Sohle reichen, können durch Vorspalten in den kritischen Bereichen verhindert werden (siehe Kapitel 5.2. und 7.1.). Bei einem Einfallen der Haupttrennflächenschar zur Ortsbrust hin ist, aus den gleichen Gründen wie oben erwähnt, eine Richtung der inneren Bohrlöcher etwa senkrecht zu einer Haupttrennflächenschar zu empfehlen, solange dies betriebstechnisch möglich ist, selbst wenn die Vorgabe etwas verkürzt werden muß.

Das Einfallen der Haupttrennflächenschar von der Ortsbrust weg oder eine horizontale Lagerung des Gebirges sind untertage wesentlich ungünstiger als übertage. Zwar ist in diesem Fall die Bildung eines kleinen Einbruchs in der Mitte der Ortsbrust begünstigt, das Werfen der Vorgabe und ihre Zerkleinerung sind jedoch stark gestört.

In diesen Fällen müssen ein stark verringerter Bohrlochabstand und eine verringerte Vorgabe in Kauf genommen werden.

3. Literaturverzeichnis

- ASH, R.L.(1963): The Mechanics of Rock Breakage.-Teil 1 bis 4, Pit and Quarry, V56, Nr. 2,3,4,5, S. 98-100; 112; 118-123; 126-131; 109-111; 114-118.
- ATCHISON, T.C. & DUVAL, W.I.(1962): Effect of Decoupling on Explosion- generated Strain Pulses in Rock.-Proc. 5th Symp. on Rock Mech., S. 313-329, Minnesota.
- BENDEL, L.(1948): Ingenieurgeologie, Band II.- Wien.
- BERGH-CHRISTENSEN, J. & SELMER-OLSEN R.(1970): On the Resistance to Blasting in Tunneling.- Proc. 2. Congress Int. Soc. of Rock Mechanics, V3, S. 5-7, Belgrad.
- BEYER, E. & CORDES J.(1970): Spreng- und Klassierungsversuche zur Gewinnung eines geeigneten Schüttmaterials für Steindämme.- Bergakademie, 22.Jg., Heft 4, S. 205-211.
- BROCH, E. & FRANKLIN, J.A.(1972): The Point Load Strength Test.- Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 9, S. 669-697.
- DAMBRUN, L. (1873): Étude sur les Effets des Mines militaires.- Mémoires de l'Officier du Génie, Nr. 21, Paris.
- DIN 20163 (1973): Sprengtechnik
- DOLAH, van R.W., GIBSON, F.C. & MURPHY, J.N.(1966): Sympathetic Detonation of Ammonium Nitrate-Fuel Oil.- Bureau of Mines Report RI 6746.
- DOLGOV, K.A.(1976): The Influence of Jointing on the Efficiency of Rock Crushing by Blasting.- Soviet Mining Science, 12, 4, S. 454-457.
- FAIRHURST, C.(1972): Fundamental Considerations Relating to the Strength of Rock.- Veröff. Inst. für Bodenmechanik und Felsmechanik, Uni. Karlsruhe, Heft 55, S. 1-56.
- FERBER, R.G. & KULOZIK, R.G.(1982): Möglichkeiten der Entzerrung einfacher photographischer Aufnahmen.- Unveröffentlicht.
- GNIRK, P.F. & PFLEIDER, E.P.(1968): On the Correlation between Explosive Crater Formation and Rock Properties.- Proc. 9th Symp. on Rock Mech., S. 321-345.

- GURLT, A.(1854): Betrachtungen über die Theorie des Sprengens.-
Civilingenieur, S. 249 ff.
- HORNIG, H.C., LEE, E.L., FINGER, M. & KURRLE, J.E.(1970):
Equation of State of Detonation Products.- 5th Int. Symp. on
Detonation, ACR-184, Office of Naval Research, S. 503-512.
- HÜTTE, Akademischer Verein (Hersg.)(1955): Hütte, Band I.- Berlin.
- ISMR(1973): Suggested Method for Determining the Point-Load
Strength Index.- ISMR Committee on Laboratory Tests,
Document 1.
- KISSLINGER, C.(1963): The Generation of the Primary Seismic Sig-
nal by a Contained Explosion.- Acoustics and Seismic Labora-
tory, Institute of Science and Technology, Uni. of Michigan,
VESIAC State-of-Art Report 4410-48-X.
- KUTTER, H.K. & FAIRHURST, C.(1971): On the Fracture Process in
Blasting.- Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 8, S. 181-202.
- LANGEFORS, U. & KIHLESTRÖM, B.(1963): The Modern Technique of
Rock Blasting.- New York.
- LARES, H.(1933): Zur Frage der genaueren Berechnung bergmänni-
scher Sprengungen.- Z. für das gesamte Schieß- und Spreng-
stoffwesen, 28. Jg., ab Heft 4.
- LARSON, W.C. & PUGLIESE, J.M.(1974): Effects of Jointing and
Bedding Separation on Limestone Breakage at a Reduced Scale.-
Bureau of Mines Report RI 7863.
- LEINS, W. & THUM, W.(1970): Ermittlung und Beurteilung der
Sprengbarkeit von Gestein auf der Grundlage des spezifischen
Sprengenergieaufwands.- Forschungsbericht des Landes NRW,
Nr. 2118.
- LUDWIG, G.(1970): Beitrag zur Planung und Berechnung von Abschlä-
gen im Streckenvortrieb.- Dissertation, RWTH Aachen.
- MARSAL, D.(1967): Statistische Methoden für Erdwissenschaftler.-
Stuttgart.
- MÖLLER, L.(1966): Untersuchung von Sprengstoffschwaden.- Mittei-
lung der Gesellschaft zur Förderung der Forschung auf dem Ge-
biet der Bohr- und Schießtechnik e.V., 12. Folge, Essen.

- OUCHTERLONY, F.(1974): Fracture Mechanics Applied to Rock Blasting.- 3.Int. Kongress ISMR, Denver, S. 1377-1383.
- PANCHENKO, D.F., KARPINSKII, A.V., BLAGODARENKO, Y.L., GALIMULLIN, A.T. & TURUTA, N.U.(1969): Breakage of Fissured Rock by Blasting.- Soviet Mining Science, 3, S. 266-270.
- PERSON, P.-A., LUNDBORG, N. & JOHANSON, C.H.(1971): The Basic Mechanics in Rock Blasting.- Revue de l'Industrie Minérale-Mines, Nov., S. 125-133.
- PUGLIESE, J.M.(1972): Designing Blasting Patterns Using Empirical Formulas.- Bureau of Mines, IC 8550.
- RINEHART, J.S.(1962): Effects of Transient Stress Waves in Rocks.- In: C.B. Clark, Int. Symp. on Mining Research, Oxford.
- RINEHART, J.S.(1964): Transient Stress Wave Boundary Interactions.- In: H. Kolsky/ W. Prager, Stress Waves in Anelastic Solids, Berlin.
- RSHEWSKY, V.V. & NOWIK, G.J.(1972): Über die Klassifizierung der Gesteine nach dem Zerstörungswiderstand und der Gewinnbarkeit.- Neue Bergbautechnik, 2. Jg., Heft 12, S. 892-895.
- RZIHA, F.(1889): Die Gewinnungsfestigkeit der Erd- und Felsmassen in Einschnitten.- Zentralblatt der Bauverwaltung.
- STEINBRUCHS-BERUFSGENOSSENSCHAFT (1982): Die Steinbrüche in der Bundesrepublik Deutschland 1981.- Hannover.
- VAUBAN, D.D.(1689): Marniere de fortifier.- 194 S., Amsterdam, Mortier.
- WILD, H.W.(1976): Geologische Einflußgrößen auf die Sprengtechnik in Tagebauen.- Erzmetall, Vol. 29, Nr. 9, S.415-420.

9. Anhang

9.1. Ableitung der Berechnung möglicher Reißlängen infolge der Wellenwirkung

Eine Longitudinal-Welle, die auf eine Trennfläche trifft, wird dort nach dem Brechungsgesetz in vier neue Wellen zerlegt (siehe Abb. 1. Kapitel 4.1.).

RINEHART (1964) berechnete die Spannungsamplituden in den vier neuen Wellen im Verhältnis zu der Amplitude der einfallenden Welle. RINEHART setzt eine reibungsfreie und kohäsionslose Trennfläche voraus.

Die jeweiligen Spannungsamplituden (S.A.) sind stark von der Querdehnung ν des Materials und dem Einfallswinkel α der Longitudinalwelle mit Amplitude EP abhängig.

Mit

$$K = (2(1-\nu)/(1-2\nu))^{0,5}$$

$$= \sin \alpha / \sin \beta$$

$$\beta = \text{Ausfallwinkel der Transversalwellen}$$

ergibt sich die relative S.A. der refraktierten Longitudinalwelle TP:

$$TP/EP = (K^2 \cos^2 2\beta) / (K^2 \cos^2 2\beta + \sin^2 \alpha \sin^2 \beta),$$

die S.A. der reflektierten Longitudinalwelle RP:

$$RP/EP = (\sin^2 \alpha \sin^2 \beta) / (K^2 \cos^2 2\beta + \sin^2 \alpha \sin^2 \beta) = EP - TP,$$

die S.A. der refraktierten Transversalwelle TS:

$$TS/EP = (c_s \cos 2\beta \sin^2 \alpha) / (c_p (K^2 \cos^2 2\beta + \sin^2 \alpha \sin^2 \beta))$$

und die S.A. der reflektierten Transversalwelle RS:

$$RS = TS, \text{ mit } c_s = \text{Transversal-, } c_p = \text{Longitudinalwellengeschwindigkeit.}$$

Abb.35 zeigt die relativen S.A. für eine Querdehnung $\nu = 0,25$.

Zur Berechnung der Spannung in der Wellenfront in einem geklüfteten Gebirge mußten noch folgende Annahmen getroffen werden:

1. Die Wellenfront hat durch ihre linienhafte Erregung eine zylindrische Form. Die Amplitude nimmt daher umgekehrt proportional mit der Wurzel aus der Entfernung Bohrloch zur Wellenfront ab.

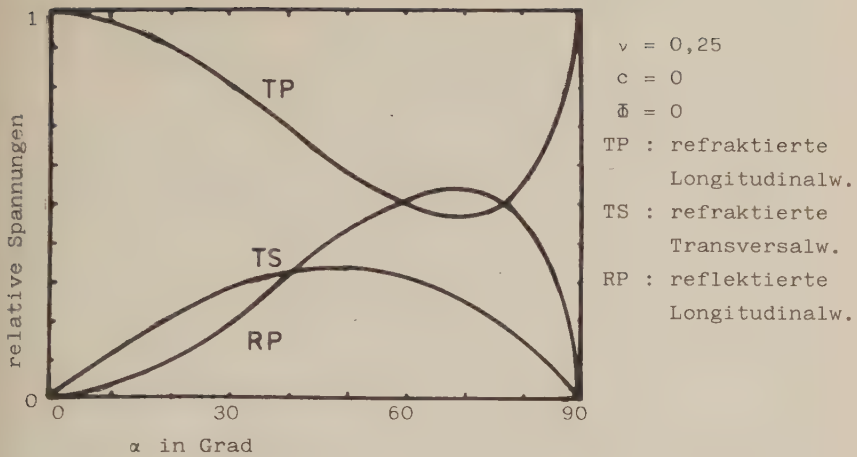


Abb. 35 : Relative Spannungsamplituden der refraktierten Longitudinal- und Transversalwellen nach RINEHART (1964)

- Die Kluftscharen verlaufen scharweise parallel.
- An jeder Kluft einer Kluftschar geht derselbe prozentuale Anteil an Spannung beim Übergang der Welle verloren. Dieser Verlust ist u.a. abhängig vom Einfallswinkel der Longitudinalwelle und läßt sich nach RINEHART (1964, s.o.) berechnen.
- Das Gebirge ist bis auf seine Klüftung homogen und isotrop.
- Das ungeklüftete Gestein weist eine Querdehnung ν von 0,25 auf.
- Zusätzlich wird je Kluft ein linearer, richtungsunabhängiger Dämpfungsfaktor $t = 0,9$ angenommen.

Berechnungsschema

Für ein einscharig geklüftetes Modell soll die Spannungsamplitude σ_3 im Abstand R (R als Vielfaches vom Bohrlochradius r) vom Bohrloch in der Wellenfront berechnet werden. Der Einfallswinkel der Longitudinalwelle beträgt α , die Ausgangsspannung ist σ_0 . Bis zum Untersuchungspunkt mußte die refraktierte Welle L Klüfte überwinden.

1. Geometrische Amplitudenabnahme liefert Spannung σ_1 :

$$\sigma_1 = \sigma_0 / R^{0,5}$$

2. Zusätzliche Amplitudenabnahme infolge Reflektion und Refraktion liefert Spannung σ_2 :

$$\sigma_2 = \sigma_1 \cdot ((TP(\alpha)/EP)^L$$

3. Die zusätzliche Dämpfung der Amplituden beim Übergang über Klüfte liefert die gesuchte Spannung am Ort (α, R) σ_3 :

$$\sigma_3 = \sigma_2 \cdot t^L$$

Bei zweischarig geklüfteten Modellen müssen die unterschiedlichen Einfallwinkel und Klufthäufigkeiten je Kluftschar mitberücksichtigt werden.

Die Berechnung selbst erfolgt über ein Rechnerprogramm.

9.2. Bestimmung der Abströmmengen und des Bohrlochinnendruckes

a) Annahmen

- Die Gasgesetze für ideale Gase sind noch gültig
- Das Verhältnis Außen- / Innendruck ist stets kleiner als der kritische Druck (siehe unten).
- Das Verhältnis der Molwärmen $c_p/c_v = \kappa$ ist 1,33, da dreiatomige Gase in den Sprengschwaden überwiegen.
- Die Reibungsverluste beim Austritt des Gasstroms sind durch eine Verkleinerung der wahren Austrittsfläche auf die effektive Austrittsfläche A' beschreibbar (Einschnüreffekt).
- Das Volumen des Bohrlochs bleibt konstant.
- Die aus dem Bohrloch strömende Gasmasse läßt sich mit einer aus dem Kessel strömenden Gasmasse vergleichen.
- Die Dichte ρ , der Druck p und die Temperatur T des Gases sind für sehr kurze Zeitintervalle Δt konstant.
- Das Ausströmen des Gases vollzieht sich nur über Risse, die Verdämmung ist voll wirksam.

b) Rechengang:

Bestimmung der speziellen Gaskonstanten R

Nach MÖLLER (1966) haben die Sprengschwaden von ANC- Sprengstoffen, für die diese Berechnung aufgestellt wurde, mit ca. 6% Sprengölzusatz folgende Zusammensetzung:

Stoff	Volumenanteil		Molmasse kg/kmol
	$10^{-3} \text{ m}^3/\text{kg}$	Vol %	
N ₂	263	26,97	28,02
H ₂ O	615	63,08	18,00
CO ₂	77,4	7,94	44,00
CO	19,6	2,01	28,00
Summe	975,0	100,00	

Damit ergibt sich eine Molmasse der Sprengschwaden von

$$\text{Molmasse} = 26,97 \cdot 28,02/100 + 63,08 \cdot 18,00/100 + 7,94 \cdot 44,00/100 + 2,01 \cdot 28,00/100$$

$$\text{Molmasse} = 22,97 \text{ kg/kmol}$$

Mit der universellen Gaskonstanten $R = 8314 \text{ J kmol}^{-1} \text{ K}^{-1}$ ergibt sich $R = R / \text{Molmasse}$

$$R = 8314 \text{ J} \cdot \text{kmol} / 22,97 \text{ kmol} \cdot \text{K} \cdot \text{kg}$$

$$R = 362 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$$

Ausgangsgleichungen

$$p \cdot V = m \cdot R \cdot T \quad (1) \text{ allgemeine Zustandsgleichung}$$

$$T_1/T_0 = (p_1/p_0)^x \quad (2) \text{ isentrope Zustandsänderung mit}$$

$$x = (x - 1)/x$$

bekannt sind : R, V, x, m, T_0, p_0 unbekannt sind : T_1, p_1

Nach Gleichsetzen und Umformen ergibt sich:

$$T_1 = ((m_1 \cdot R)/(V \cdot p_0))^{x-1} \cdot T_0^x \quad (3)$$

$$p_1 = m_1 \cdot R \cdot T_1 / V \quad (4)$$

Der Verlustmassenstrom $\dot{m}$ aus dem Bohrloch ergibt sich aus

(siehe z.B. HÜTTE, 1955, S. 487) Gleichung (5):

$$\dot{m} = A \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_1 \cdot p_1} \cdot \sqrt{(x/(x-1)) \cdot (((p_u/p_1)^{2/x}) - (p_u/p_1)^{(x+1)/x})}$$

Solange p_u (Umgebungsdruck) / p_i (Innendruck) kleiner 0,54 ist, ist die zweite Wurzel, deren Wert mit ψ abgekürzt wird, konstant, da sich im Bereich des Austrittsquerschnitts eine Grenzgeschwindigkeit (= Schallgeschwindigkeit bei den gegebenen Bedingungen) einstellt.

ψ ist dann mit

$$p_u/p_i = ((2/(x+1))^{x/(x-1)}) \quad (= \text{kritisches Druckverhältnis})$$

$$= 0,54 \quad (\text{für dreiatomige Gase})$$

$$\psi = \sqrt{(x/(x-1)) \left(((2/(x+1))^{2/(x-1)}) - ((2/(x+1))^{(x+1)/(x-1)}) \right)}$$

Gleichung (6). Wie sich in den Berechnungen in Kapitel 9.3. zeigt, ist die Bedingung p_u/p_i kleiner 0,54 über einen langen Zeitraum erfüllt.

Im Zeitintervall Δt ist die Verlustmasse Δm_i nach Gleichung (5) und (6):

$$\Delta m_i = \psi \cdot A' \sqrt{2 \cdot \rho_i \cdot p_i} \cdot \Delta t \quad (7),$$

mit A' = effektiver Abströmquerschnitt.

Die Dichte des Gases ist gegeben durch

$$\rho = m/V \quad (8).$$

Die Austrittsfläche A' wird wie folgt angenommen:

Anzahl der Risse $n = 6$

Länge der Ladesäule = Höhe der Risse $h = 7,5 \text{ m}$

Rißweite $w = 0,001 \text{ m}$

Austrittsfläche $A = n \cdot h \cdot w$ $A = 0,045 \text{ m}^2$

effektive Austrittsfläche $A' = A \cdot \eta$ $A' = 0,030 \text{ m}^2$

mit $\eta = 0,67$ (= sehr starke Reibungsverluste).

Für das Bohrloch wird angenommen:

Bohrlochlänge $= 10,0 \text{ m}$

Länge der Verdämmstrecke (Verdäm.) $= 2,5 \text{ m}$

Volumen des Bohrlochs ohne Verdäm. $V = 0,06 \text{ m}^3$.

Damit ergibt sich für die Ausgangsbedingungen (Index "0") bei vollständiger Füllung des Bohrlochs mit Sprengstoff (Typ ANDEX, Dichte ca. 900 kg/m^3 , siehe Kapitel 9.6.):

Ausgangsdichte $\rho_0 = 900 \text{ kg/m}^3$

Ausgangsmasse m_0 (aus (8)) $m_0 = 54 \text{ kg}$.

Da nach VAN DOLAH, et al. (1966) bei diesem Sprengstofftyp Spitzendrücke bis 7 GPa gemessen wurden, wurde der Ausgangsdruck p_0 mit 20% vom Spitzendruck angenommen.

Ausgangsdruck $p_0 = 1,4 \text{ GPa}$.

Aus Gleichung (1) ergibt sich dann die Ausgangstemperatur T_0 zu Ausgangstemperatur $T_0 = 4300 \text{ K}$.

Mit einem Zeitintervall von $\Delta t = 1 \cdot 10^{-4} \text{ s}$

erhält man aus Gleichung (7) die Verlustmenge Δm_1 , die innerhalb des ersten Zeitintervalls das Bohrloch verläßt. Δm_1 ergibt sich zu:

$$\Delta m_1 = A \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_0 \cdot p_0} \cdot \Psi \cdot \Delta t$$

$$\Delta m_1 = 2,26 \text{ kg}$$

D.h., innerhalb der ersten $1 \cdot 10^{-4} \text{ s}$ entströmen 2,26 kg Gas aus dem Bohrloch in die vorhandenen Risse. Es verbleiben

$$m_0 - \Delta m_1 = m_1 = 51,74 \text{ kg Gas im Bohrloch.}$$

Aus (8) ergibt sich die neue Dichte.

$$\rho_1 = m_1 / V = 862 \text{ kg/m}^3.$$

Aus Gleichung (3) und (4) ergeben sich die neuen Werte für Temperatur T_1 und Druck p_1 zu:

$$T_1 = 4241 \text{ K} \quad \text{und}$$

$$p_1 = 1,32 \text{ GPa}.$$

Damit läßt sich aus Gleichung (7) Δm_2 berechnen usw.

Die Berechnung muß also iterativ erfolgen. Je feiner Δt gewählt wird, desto bessere Ergebnisse sind zu erwarten.

Folgende Tabelle (Tab.VIII) zeigt einen durchgeführten Rechengang. Ab einer verstrichenen Zeit von $50 \cdot 10^{-4}$ und $100 \cdot 10^{-4} \text{ s}$ wurden die Schrittweiten Δt vergrößert, da die Dichteunterschiede von Schritt zu Schritt klein wurden.

Zeit t in 10^{-4} s	Dichte ρ in kg/m^3	Temperatur t in K	Druck p in MPa	Rest-Gemasse m in kg	Verlustgemasse Δm in kg	Zeit t in 10^{-4} s	Dichte ρ in kg/m^3	Temperatur t in K	Druck p in MPa	Rest-Gemasse m in kg	Verlustgemasse Δm in kg
0	900	4300	1400	54,00	2,26	55	121	2218	97	7,27	1,33
1	862	4241	1324	51,74	2,16	60	103	2102	78	6,18	1,09
2	826	4182	1251	49,58	2,05	65	88	1994	63	5,27	0,71
3	792	4124	1183	47,53	1,95	70	75	1895	52	4,52	0,75
4	760	4066	1118	45,56	1,86	75	65	1803	42	3,80	0,63
5	728	4010	1057	43,70	1,77	80	56	1710	35	3,26	0,53
6	699	3956	1000	41,93	1,69	85	49	1630	29	2,81	0,44
7	671	3904	948	40,24	1,61	90	42	1564	24	2,53	0,38
8	644	3852	897	38,65	1,53	95	37	1496	20	2,21	0,32
9	618	3802	851	37,10	1,46	100	32	1435	17	1,94	0,27
10	594	3752	807	35,64	1,40	110	24	1307	12	1,47	0,47
11	571	3702	765	34,24	1,33	120	19	1198	8	1,13	0,34
12	549	3654	726	32,92	1,27	130	15	1103	6	0,88	0,25
13	527	3608	689	31,65	1,22	140	12	1017	4	0,69	0,19
14	507	3559	653	30,43	1,16	150	9	943	3	0,55	0,14
15	488	3514	621	29,27	1,11	160	7	876	2	0,44	0,11
16	469	3469	589	28,16	1,06	170	6	820	2	0,36	0,08
17	452	3426	560	27,10	1,02	180	5	767	1	0,29	0,06
18	435	3383	532	26,08	0,97	190	4	719	1	0,24	0,05
19	418	3342	506	25,11	0,93	200	3	675	1	0,20	0,04
20	403	3301	482	24,18	0,89						
21	388	3259	458	23,29	0,85						
22	374	3219	436	22,44	0,81						
23	360	3178	414	21,60	0,78						
24	347	3140	394	20,82	0,75						
25	334	3103	376	20,07	0,71						
26	322	3066	358	19,36	0,68						
27	311	3030	341	18,67	0,66						
28	300	2995	325	18,01	0,63						
29	290	2961	310	17,38	0,60						
30	280	2928	296	16,77	0,58						
31	270	2895	283	16,19	0,56						
32	260	2861	270	15,63	0,53						
33	252	2828	258	15,10	0,51						
34	243	2794	246	14,58	0,49						
35	235	2762	235	14,09	0,46						
36	227	2730	224	13,62	0,44						
37	219	2700	214	13,16	0,42						
38	212	2671	205	12,72	0,40						
39	205	2641	196	12,30	0,39						
40	198	2612	188	11,90	0,37						
41	192	2581	179	11,51	0,36						
42	186	2554	172	11,14	0,35						
43	180	2525	164	10,78	0,34						
44	174	2499	157	10,43	0,33						
45	168	2474	151	10,10	0,32						
46	163	2446	144	9,78	0,31						
47	158	2422	138	9,47	0,30						
48	153	2398	133	9,17	0,29						
49	148	2371	127	8,88	0,28						
50	143	2346	122	8,60	0,28						

Tabelle VIII: Berechnung von Druck und Temperatur im Bohrloch sowie der Abströmmengen aus dem Bohrloch

9.3. Ermittlung des Drucks im Riß und mögliche Rißaufweitungen bzw. Rißverlängerungen infolge der Gaswirkung

a) Annahmen:

- Die Gasgesetze für ideale Gase sind noch gültig.
- Das mechanische Verhalten des Gebirges läßt sich mit dem HOOKEschen Gesetz beschreiben.
- Vom Bohrloch aus verlaufen 6 Risse symmetrisch ins Gestein, die alle dieselben Ausgangsabmessungen haben.
- Das Volumen der Risse ist nur durch Verlängerung oder Aufweitung veränderbar.
- In jeden Riß strömt dieselbe Menge Gas pro Zeitintervall.
- Die Risse verlängern sich solange, bis der Druck im Riß unter einen kritischen Wert abgesunken ist.
- Die Rißwachstumsgeschwindigkeit c_r , die sich aus dem GRIFFITHSchen Bruchkriterium ableitet, ist gültig (Modell 2).

Im Rechenbeispiel wurde als Grenzspannung 20 MPa gewählt, obwohl durch Spannungskonzentrationen an der Rißspitze schon geringere Spannungen zum Weiterwachsen des Risses ausreichen. Mit dieser relativ hohen Grenzspannung werden ein möglicher Druckabfall infolge Reibung, mögliche Wärmeverluste an den Rißwandungen sowie die inhomogene Spannungsverteilung berücksichtigt.

b) Rechengang für das Rißvolumen v_r

Ausgangsgleichungen

$$p_r \cdot v_r = m_r \cdot R \cdot T_b \quad (1) \text{ universelle Gasgleichung}$$

$$T_{b1}/T_{b2} = (p_{r1}/p_{r2})^{(x-1)/x} \quad (2) \text{ isentrope Zustandsänderung}$$

mit Index r im Riß

Index b im Bohrloch

Index 1 =alt

Index 2 =neu

Druck = p_r

Temperatur = T_b (im Bohrloch und im Riß identisch)

Gaskonstante = R

Aus (2) ergibt sich

$$p_{r2} = p_{r1} \left((T_{b2}/T_{b1})^{x/(x-1)} \right) \quad (3)$$

und aus (1)

$$v_r = m_r \cdot R \cdot T_b / p_r \quad (4) .$$

c) Ausgangsgrößen

Rißanzahl

$$n = 6$$

Ausgangslänge der Risse

$$l_0 = 1,00 \quad m$$

Ausgangsweite der Risse

$$w_0 = 0,001 \quad m$$

Höhe der Risse = konstant

$$h_0 = 7,50 \quad m$$

Ausgangsvolumen pro RiB

$$v_{r1} = 7,5 \cdot 10^{-3} \quad m^3$$

Ausgangsmasse im RiB (1. Zeitintervall)

$$m_{r1} = 0,377 \quad kg$$

(= 1/6 der aus dem Bohrloch geströmten

Gasmasse, aus Tabelle VIII)

spezielle Gaskonstante (s.K. 9.3.)

$$R = 362 \quad J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$$

Temperatur im RiB (= im Bohrloch)

$$T_{b1} = 4241 \quad K$$

(siehe Tabelle VII)

damit in (1), liefert Ausgangsdruck

$$p_{r1} = 77,17 \quad MPa$$

Grenzspannung für RiBverlängerung

$$p_L = 20,00 \quad MPa$$

Elastizitätsmodul des Gebirges

$$E_G = 10,00 \quad GPa$$

Mit diesen Ausgangsgrößen läßt sich eine isentrope Zustandsänderung vorausgesetzt der Druck im RiB zu jedem Zeitpunkt t berechnen (Gleichung 3). Die dazugehörigen Volumina ergeben sich bei bekannter Masse (aus Tabelle VIII) nach Gleichung 4. Tabelle IX zeigt einen durchgeführten Rechengang.

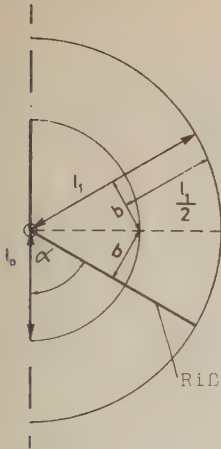
d) Rechengänge für die RiBlängen

Modell 1

Der Druck im RiB weitet den RiB auf. Die Verformung des Gebirges ist nach dem HOOKEschen Gesetz beschreibbar. Der Elastizitätsmodul des Gebirges wird auf 10 GPa festgesetzt. Nach Abb. 36 errechnen sich die möglichen mittleren RiBaufweitungen bei gegebenem Druck p_r .

Falls die sich aus der RiBaufweitung ergebende Volumenzunahme nicht zur Erfüllung der geforderten p , T -Bedingungen ausreicht, muß der RiB auf die benötigte Länge $l_{r(t)}$ anwachsen.

$$l_{r(t)} = v_{r(t)} / (h_0 \cdot w_{r(t)}) .$$



$$p_r = E_{\text{Geb}} (\Delta w / b) \quad (\text{HOOKE})$$

$$b = \tan \alpha \cdot l_1 / 2$$

$$\Delta w = p_r \cdot b / E_{\text{Geb}}$$

$$\text{Gesamtaufweitung } w = 2 \cdot \Delta w$$

$$w = (p_r / E_{\text{Geb}}) \tan \alpha \cdot l_1$$

$$\alpha = 60^\circ$$

Abb. 36 : Mögliche Rißaufweitungen bei gegebenem Druck p_r und Elastizitätsmodul E_G des Gebirges

Das Rißwachstum endet, wenn der Druck im Riß unter den Wert von p_L sinkt. Dabei ergeben sich im Modell 1 Rißlängen von 6,43 m.

Modell 2

Der Riß wächst mit der sich aus dem GRIFFITHSchen Bruchkriterium ergebenden Geschwindigkeit c_r .

$$c_r = 0,38 \cdot c_b$$

$$(c_b = \text{Stabdehnwellengeschwindigkeit im Medium})$$

mit

$$c_b = 5,0 \text{ km/s} \quad \text{wird}$$

$$c_r = 1,9 \text{ km/s} \quad .$$

Falls sich das daraus ergebende Rißvolumen v für die geforderten p , T -Bedingungen nicht ausreicht, muß sich der Riß aufweiten. Die erforderliche Rißweite ergibt sich zu

$$w_r(t) = v_r(t) / (h_0 \cdot l_r(t))$$

mit

$$l_r(t) = c_r \cdot t + l_0 \quad (t = \text{verstrichene Zeit}).$$

$v_r(t)$ und t werden Tabelle (IX) entnommen.

Das Rißwachstum endet, wenn der Druck im Riß unter p_L sinkt.

Dies ist nach 2,6 ms der Fall. Es ergeben sich Rißlängen von 5,94 m.

In der nachfolgenden Tabelle IX ist eine Berechnung beider Modelle durchgeführt worden. Die Größen bei Modell 1 haben alle den Index 1, die von Modell 2 haben den Index 2.

Zeit t	Gasmasse m/g	Druck im RiB P_r	RiBvolumen V_r	MODELL 1		MODELL 2	
				RiBlänge l_1	RiBweite w_1	RiBlänge l_2	RiBweite w_2
	in 10^{-4} s	in kg	in MPa	in m	in 10^{-3} m	in m	in 10^{-3} m
1	0,377	77,17	0,008	(0,22)	4,45	1,00	1,00
2	0,737	72,93	0,015	(0,47)	4,21	1,19	1,68
3	1,078	68,94	0,023	(0,77)	3,98	1,38	2,22
4	1,407	65,11	0,032	1,14	3,76	1,57	2,72
5	1,717	65,57	0,040	1,32	4,03	1,76	3,03
6	2,012	58,30	0,049	1,47	4,44	1,95	3,35
7	2,293	55,27	0,059	1,68	4,69	2,14	3,68
8	2,562	52,36	0,068	1,79	5,07	2,33	3,89
9	2,817	49,68	0,078	2,03	5,13	2,52	4,13
10	3,060	47,10	0,088	2,13	5,51	2,71	4,33
11	3,293	44,62	0,099	2,41	5,48	2,90	4,55
12	3,513	42,33	0,110	2,49	5,88	3,09	4,75
13	3,725	40,13	0,121	2,79	5,77	3,28	4,92
14	3,928	38,06	0,133	2,89	6,14	3,47	5,11
15	4,122	36,16	0,145	3,20	6,03	3,66	5,28
16	4,307	34,33	0,158	3,22	6,35	3,85	5,47
17	4,483	32,65	0,170	3,62	6,25	4,04	5,61
18	4,653	31,07	0,183	3,75	6,50	4,23	5,77
19	4,815	29,54	0,197	4,10	6,40	4,42	5,94
20	4,970	28,10	0,211	4,22	6,66	4,61	6,10
21	5,118	26,69	0,226	4,63	6,51	4,80	6,28
22	5,260	25,39	0,241	4,74	6,78	4,99	6,44
23	5,400	24,11	0,258	5,23	6,59	5,18	6,64
24	5,530	22,97	0,274	5,28	6,92	5,37	6,80
25	5,655	21,90	0,290	5,79	6,67	5,56	6,95
26	5,773	20,86	0,307	5,87	6,98	5,75	7,12
27	5,888	19,89	0,325	6,43	6,74	5,94	7,30

Tab. IX : Ermittlung des Volumens des Risses sowie mögliche RiBlängen in Modell 1 und 2

9.4. Kurzbeschreibung der Steinbrüche

9.4.1. Steinbruch Rohdenhaus der Rheinischen Kalkwerke Wülfrath

Es wurden dort 12 Sprengungen beobachtet und ausgewertet. Die Vorgabe betrug ca. 8 m, der Seitenabstand 5,6 m, die Wandhöhe ca. 20 m. Das Bohrmuster war BM II, es waren zwei Bohrräte im Einsatz.

Geologisch gesehen liegt der Steinbruch an der Nordflanke des Remscheid-Altenaer Sattels. Stratigraphisch gehört der dort anstehende Massenkalk in die Zeit vom Mittel- bis Oberdevon.

In den Dünnschliffen und Röntgenaufnahmen zeigt sich, daß das Gestein überwiegend aus Calcit aufgebaut ist. Der Calcit kommt in Form von sehr feinen "Krümeln" ($\emptyset$ 6-20 μ m) bis zu Kristallen von 4,5 mm Länge sowie als Schillbruchstücke vor.

Schon im Dünnschliff fallen zahlreiche langanhaltende Trennfugen auf, die sich negativ auf die Festigkeit auswirken, was auch durch die geringen Werte für die Punktlastfestigkeit bestätigt wird.

9.4.2. Steinbruch Schickenberg der Rheinisch-Westfälischen Kalkwerke in Wuppertal-Dornap

Es konnten dort 15 Sprengungen beobachtet und ausgewertet werden. Das verwendete Bohrmuster war BM I mit einem Seitenabstand der Bohrlöcher von 4 m und einer Vorgabe von 3 m. Die Wandhöhe betrug stets 10 m.

Geologisch gesehen, liegt der Bruch an der Nordflanke des Remscheid-Altenaer Sattels, seine stratigraphische Einordnung erfolgt ins Mittel- bis Oberdevon. Auffällig ist der stete Wechsel (im 3 bis 4 m-Bereich) zwischen dolomitischen und calcitischen Lagen, dem auch bei der Abbauplanung durch die geringe Vorgabe Rechnung getragen wird.

Calcitische Probe:

Sie besteht hauptsächlich aus Calcit, der in Form von Kristallaggregaten (1 bis 2 mm), Kristallen (30 bis 600 μ m), Fossilienbruchstücken und einer calcitischen Matrix auftritt. Ferner

konnten idiomorphe Quarzkristalle mit einem Anteil von ca. 1 Vol % (Größe um 150 μm) festgestellt werden.

Die Probe wurde von Trennfugen durchzogen, von denen einige nicht verheilt waren.

Dolomitische Probe:

Hier überwogen unregelmäßige Dolomitkristalle mit einer Größe im Mittel von ca. 900 μm mit einem Anteil von 95 Vol %.

9.4.3. Steinbruch Oese der Basalt AG

Es wurden hier 10 Sprengungen beobachtet und ausgewertet. Fast immer kam in diesem Steinbruch BM III zum Einsatz, wobei die Vorgabe 2,5 m und der Seitenabstand ca. 6 m betrug. Die Wandhöhe war etwa 20 m.

Geologisch gesehen, liegt der Steinbruch am Nordrand des Rheinischen Schiefergebirges. Es steht hier das Unterkarbon in Kulmfazies an. Das abgebaute Gestein wird als Plattenkalk angesprochen. Es besteht hauptsächlich aus Quarzkristallen (20-30 Vol %, Größe 30 bis 100 μm), die unregelmäßig in einer feinkörnigen Matrix aus Calcit (+Dolomit?) vorkommen, und lagenweise angereichert organische Substanz.

Im Gestein kommen ferner Calcitkristalle, Erzminerale, Schwerminerale und Fossilienbruchstücke vor.

9.4.4. Steinbruch Ambrock der Firma Köster in Hagen

Es wurden dort 7 Sprengungen ausgewertet. Dabei kamen die Bohrmuster BM I, BM II, BM III zum Einsatz. Die Vorgabe schwankte zwischen 4,5 und 6 m, der Seitenabstand betrug ca. 2,5 m. Die Steinbruchwände waren zwischen 16 und 29 m hoch.

Der Steinbruch liegt (geologisch gesehen) auf der Nordflanke des Remscheid-Altenaer Hauptsattels. Stratigraphisch wird er in das Mitteldevon (Eifel) eingeordnet.

Auffällig sind in der Steinbruchwand abwechselnde Zonen mit graugrüner und roter Färbung. Im unteren (stillgelegten) Teil des Bruches ist der Scheitelpunkt einer Falte in Quer- und Längsschnitt aufgeschlossen.

graue Probe:

Hauptbestandteile waren Quarz (Größe $\varnothing$ 180 μm) sowie Gesteinsbruchstücke (Qz/Qz; Qz/Glimmer; Chert) in einer Chlorit-Hellglimmermatrix. Die Partikel waren zumeist nicht verrundet. Das Gestein wurde als Grauwacke angesprochen.

rote Probe:

Hauptbestandteile waren Quarz (Größe $\varnothing$ 20 μm) mit 40 Vol %, Hellglimmer mit 10 Vol %, organische Substanz mit ca. 8 Vol %. Gesteinsbruchstücke waren selten. Die Partikel waren zumeist nicht verrundet. Sie lagen in einer Glimmer-Chlorit-Matrix. Das Gestein wurde als Siltstein angesprochen.

9.4.5. Steinbruch Steltenberg der Hohenlimburger Kalksteinwerke

Es wurden hier 10 Sprengungen ausgewertet. Als Bohrmuster fand BM I Anwendung, wobei Vorgabe sowie der Seitenabstand 3,7 m betrug. Die Wände waren zumeist 12 m hoch.

Der Steinbruch liegt (geologisch gesehen) auf der Nordflanke des Remscheid-Altenaer Sattels. Es handelt sich um Mitteldevonische Massenkalk.

Der Steinbruch zeichnet sich durch einen starken unregelmäßigen Wechsel zwischen calcitischen und dolomitischen Lagen aus. calcitische Probe:

Feine Calcitkörner ($< 6 \mu\text{m}$, "Krümel") mit 40 Vol % und Schill (ca. 30 Vol %) bilden die Hauptbestandteile des Gesteins. In Trennfugen treten noch grobe Calcitkristalle auf.

dolomitische Probe:

Die Probe bestand zu ca. 95 Vol % aus grobkörnigem Dolomit.

9.4.6. Steinbruch Talbecke der Basalt AG

Es wurden 7 Sprengungen ausgewertet. In diesem Steinbruch kam BM II zum Einsatz. Die Vorgabe betrug 5 m, der Seitenabstand ca. 3 m. Die Wandhöhen betrugen meist 28 m.

Der Steinbruch ist z.T. geologisch stark gestört. Die Sprengungen wurden alle im ungestörten Mittelteil aus dem unteren

Mitteldevon aufgenommen. Die Proben wiesen das Gestein als einen Fein-Sandstein mit einem Quarzgehalt von ca. 50 Vol % aus. In den Dünnschliffen konnten ferner noch ca. 8 Vol % Hellglimmer und Chlorit bis 7 Vol % beobachtet werden. Die Partikel lagen in einer Glimmer-Chlorit-Matrix.

9.4.7. Steinbrüche im Westerwald (zumeist Basalt AG)

Es konnten 9 Sprengungen aufgenommen und ausgewertet werden. In den Steinbrüchen kamen alle vier Bohrmuster zum Einsatz. Stratigraphisch wird der Westerwald-Vulkanismus in das Jung-Tertiär eingestuft.

Die vier vorliegenden Proben zeigten alle eine porphyrische Struktur. Die Basalte haben stark schwankende Olivingehalte von 18 Vol % bis 45 Vol %. Z.T. waren die Proben stark verwittert und zeigten an- und aufgelöste Olivine.

9.5. Gang einer Auswertung mit Bestimmung der Kennwerte

9.5.1. Geländeteil

Es wurden die Raumlagen der auftretenden geologischen Trennflächen und der alten Böschungsfläche mit einem Gefügekompas bestimmt und in ein Lagenkugeldiagramm (siehe Abb. 37) eingetragen.

Da nur Sprengungen aufgenommen wurden, die in als "Homogenbereiche" bezeichnbaren geologischen Situationen anzutreffen waren, konnten die räumlichen Gefüge mit relativ wenigen Meßwerten mittelt werden. Es ergab sich stets eine Gliederung in drei Haupttrennflächenscharen. Die Trennflächenabstände (Kluftabstände) wurden scharweise mit einem Meterstab im Fußbereich der alten Böschung ermittelt und in ein Diagramm eingetragen (siehe Abb. 37). Versuche, die Kluftabstände über Photos zu ermitteln, schlugen leider fehl, weil zur Gewinnung einer repräsentativen Übersicht der Abstand Kamera-Wand so groß gewählt werden mußte, daß keine genügende Auflösung erzielt werden konnte.

Wurde die Steinbruchwand durch mehrere Ausschnittphotos oder stereometrische Aufnahmen abgedeckt, ergab sich durch die langwierige Auswertung kein Zeitgewinn gegenüber einer konventionellen Aufnahme.

Die Aufzeichnung der sprengtechnischen Daten erfolgte in enger Zusammenarbeit mit den jeweiligen Sprengmeistern. Es wurden Sprengstoffart und -menge, Aufbau der Ladesäule, Bohrraster, Bohrrichtung, Abschlagsvolumen, Zündfolge sowie Störungen festgehalten. Für die Ermittlung des Volumens des Haufwerks wurden zwei unterschiedliche Methoden angewandt:

Wenn eine Hilfsperson zur Verfügung stand, wurde das Volumen des Haufwerks über eine Tachymeter-Aufnahme bestimmt. Im allgemeinen konnte das Haufwerk nicht betreten werden, so daß nur einzelne, markante Punkte von zwei festen Standpunkten aus angepeilt werden konnten. Durch geschickte Wahl der "Anpeilpunkte" wurde das Haufwerk in Polyeder zerlegt, deren Eckpunkte bekannt bzw. geschätzt wurden, womit auch ihr Volumen bekannt war. In den meisten Fällen mußte jedoch das Volumen des Haufwerks aus seinen Abmessungen und seinem Böschungswinkel abgeschätzt werden. Beide Methoden lieferten vergleichbare Ergebnisse, wobei die der Tachymeteraufnahme meist geringfügig niedriger lagen. Zur Ermittlung der Längenverteilung der Blöcke, die das Haufwerk bilden, wurden Kleinbildphotos vom Sprenggut angefertigt. Ferner wurden einige orientierte Gesteinsproben von jeder Sprengung ins Labor gebracht.

9.5.2. Auswertung der Messungen

Aus der Lagenkugel wurden die Streichwinkeldifferenz α' , der Winkel des scheinbaren Einfallens β' der Schichten in Richtung des Einfallens der Böschungsfläche und die Verschneidungswinkel δ gewonnen (siehe Abb. 37).

Aus den Kluftabstandsdiagrammen wurde der Kennwert KL, der größte Kluftabstand beim 70%-Durchgang der Summenkurve, gewonnen. Die Bestimmung der Längenverteilung der Blöcke, die das Haufwerk bilden, wurde über ein Rechnerprogramm durchgeführt.

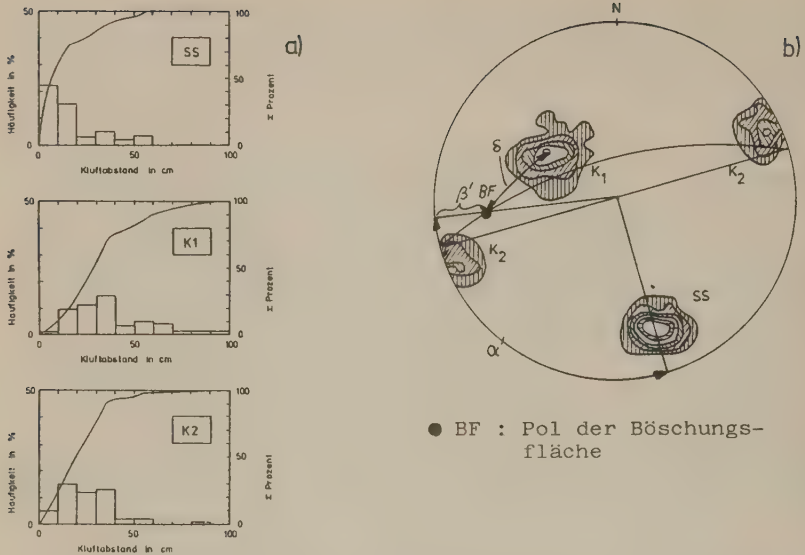


Abb. 37 : Beispiel einer Kluftabstands- und einer Gefügaufnahme

Hier kurz das Vorgehen:

Das entwickelte Farbdiafilmmaterial wurde auf den Bildschirm eines Digitalisiergerätes projiziert. Die Bildgröße betrug etwa $0,6 \times 1,0 \text{ m}^2$. Farbdiafilme hatten sich gegenüber Schwarzweißfilmen deutlich hervorgetan, da die Abgrenzung der einzelnen Elemente auch noch bei ungünstigen Lichtverhältnissen möglich war, sowie der bei den Negativfilmen rasch eintretende Ermüdungseffekt der Augen herausgezögert werden konnte. Mit Hilfe eines Zielkreuzes, das in zwei Richtungen verschieblich war, konnte nach Festlegung eines Nullpunktes in der unteren linken Bildecke jedem Punkt der Bildebene ein X-Y-Wertepaar zugeordnet werden. Dieses Wertepaar wurde automatisch auf 5-Kanallochstreifen gestanzt.

Nach einem vorgegebenen Raster wurden auf dem projizierten Bild Anfang und Ende der Blöcke, die das Haufwerk bildeten, in ihrer jeweiligen größten Längserstreckung aufgesucht. Mittels eines

Programms wurde die scheinbare Längenverteilung der Blöcke errechnet. Bei den hier verwendeten einfachen ebenen Abbildungen räumlicher Gegenstände gehen die Informationen über die wirklichen Abmessungen verloren. Als einziges ist bekannt, daß die im Bild gemessene Länge l^* kleiner oder höchstens gleich groß der wirklichen Länge l ist. Entscheidend für das Maß der Verkürzung ist der Winkel zwischen Bildebene und der zu vermessenden Strecke. Eben dieser Winkel ist aber aus den Bildern nicht meßbar.

Gibt man sich jedoch eine Verteilung des Winkels vor, lassen sich die scheinbaren Längen relativ einfach entzerren (siehe FERBER & KULOZIK, 1982).

Die Güte der Entzerrung hängt stark von der richtigen Wahl der Winkelverteilung ab.

Aus der so ermittelten Verteilung der entzerrten Blocklängen wurde der Kennwert BL (70% - Durchgang der Summenkurve) gewonnen.

Aus den sprengtechnischen Daten wurde das Volumen der zu sprengenden

Festmasse V_f zu

$$V_f = \text{Vorgabe} \cdot \text{Abschlagtiefe} \cdot \text{Wandhöhe},$$

die aufgewendete spezifische Energie E_a zu

$$E_a = (\text{Masse des Sprengstoffs} \cdot \text{spez. Energie d. Sprengstoffs}) / V_f \quad \text{und}$$

der Bohrmeteraufwand B zu

$$B = V_f / \text{Summe der Bohrmeter} \quad \text{ermittelt.}$$

9.5.3. Laborversuche

Die Gesteinsproben wurden nach Zubereitung hinsichtlich ihrer Festigkeit (Kennwert I_s) und der Geschwindigkeit der Schallwellen (Kennwert v_p) richtungsorientiert untersucht. Von einigen Stücken wurden auch Dünnschliffe und Röntgenproben angefertigt (siehe Kapitel 9.4.).

Zur Untersuchung der Festigkeit der Gesteine stand ein Gerät zur Bestimmung des sogenannten Punktlastindex zur Verfügung. In einem Rahmen werden die zubereiteten Gesteinsproben zwischen zwei gehärtete Stahlspitzen mit genormtem Verrundungsradius eingespannt. Über eine hydraulische Handpumpe wird eine sich langsam steigernde Kraft aufgebracht, bis die Gesteinsprobe zerbricht. Die erforderliche Kraft P kann an einem Manometer mit Schleppzeiger abgelesen werden. Nach Bestimmung der Bruchfläche A ergibt sich der Punktlastwert I_s zu

$$I_s = P / A .$$

Zum Vergleich mit anderen Gesteinsstücken mit unterschiedlichen Abmessungen und Bruchflächen wird dieser Wert auf eine Bruchfläche von ca. 2000 cm² nach den Vorschriften der Internationalen Gesellschaft für Felsmechanik (ISMR, 1973) korrigiert und dann $I_s (50)$ genannt. Der Wert $I_s (50)$ stellt eine "normierte" indirekte Zugfestigkeit des Gesteins dar.

Zur Untersuchung der Schallgeschwindigkeiten, die Aufschluß über die Mikroklüftigkeit, Porositäten und (indirekt) die dynamischen Elastizitätsmoduli der Gesteine zulassen, stand ein Ultraschall-Prüfgerät mit Zusatzteilen zur Verfügung. Das Gerät sendet einmal pro Sekunde einen steilflankigen Impuls aus, der von einem Geber (Piezoelement) als kurzer Stoß auf das Gestein übertragen wird. Mit dem Aussenden des Impulses wird eine genaue interne Uhr gestartet, die abgeschaltet wird, sobald der ebenfalls am Gestein befindliche Aufnehmer ein Signal registriert. Die verflossene Zeit wird angezeigt. Bei bekanntem Abstand Geber-Aufnehmer läßt sich die Schallgeschwindigkeit ermitteln.

Mit den Zusatzteilen war es möglich, das Dämpfungsverhalten von Klüften im Labor zu untersuchen (siehe Kapitel 4.2.).

9.6. Daten der am häufigsten vorkommenden Sprengstoffe

Folgende Tabelle (Tab. X) enthält eine Aufstellung der wichtigsten Daten der am häufigsten vorkommenden Sprengstoffe. Sie wurde nach Herstellerangaben zusammengestellt.

Name	AMMON GELIT 3	ANDEX 1	HABLASTIT 60
Verpackung	Patronen	Säcke	Säcke/Patronen
Füllung des Bohrlochs	mäßig	sehr gut	sehr gut/mäßig
Wasserbeständigkeit	sehr gut	schlecht	sehr gut
Dichte in kg/m ³	1500	900	1150
Detonationsgeschwindigkeit im Einschluß m/s	5400	2500	ca. 4300
Schwadenvolumen $\cdot 10^{-3}$ m ³ /kg	810	975	949
Sauerstoffbilanz	positiv	negativ	positiv
Bleibblockausbauchung nach TRAUZL für 10 g	360	320	ca. 355
spez. Energie in MJ/kg	1,00	1,01	0,938
Typ	gelatinös	prill	slurry

Tab. X : Kenndaten der am häufigsten vorkommenden Sprengstoffe (übertage)

9.7. Zeitlicher Ablauf der Versuche zur Wirkung der Sprenggase
in klüftigen Gebirgen



Abb. 38 a : Bruchtyp I

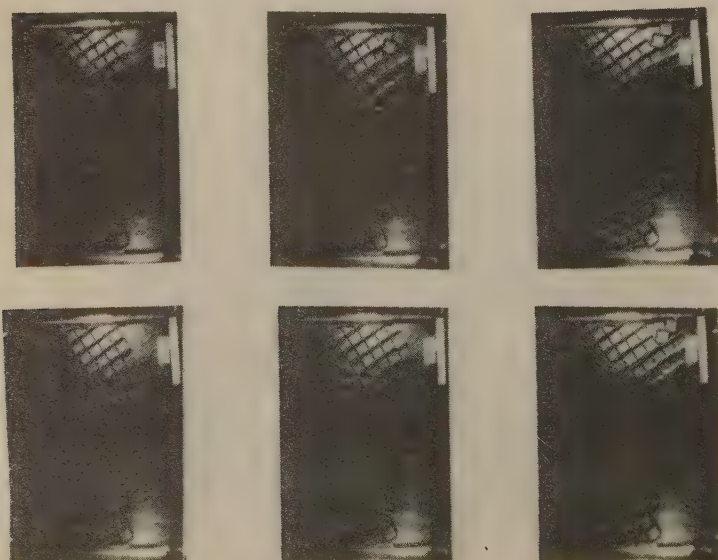


Abb. 38 b : Bruchtyp II

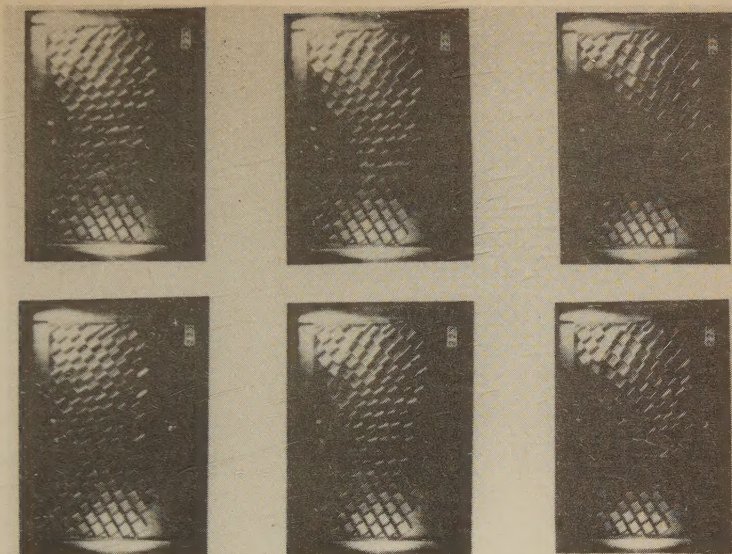


Abb. 38 c : Bruchtyp III

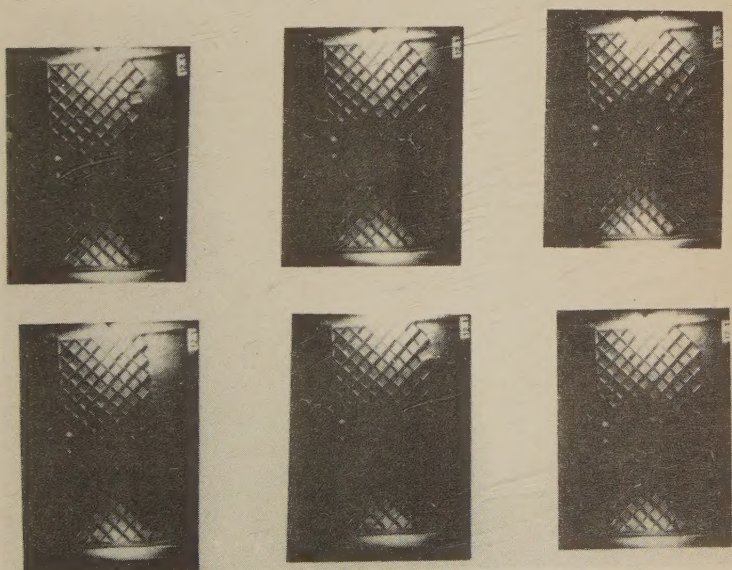


Abb. 38 d : Bruchtyp IV

A

Ab

